

Ein Beitrag zur thermischen Auslegung von Stromrichterventilen mit zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen

vorgelegt von
Diplom-Ingenieur
Jürgen Schwarz
aus Berlin

Vom Fachbereich Elektrotechnik der
Technischen Universität Berlin
zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktor-Ingenieurs
genehmigte Dissertation

Promotionsausschuß:

Vorsitzender:	Prof. Dr. Ing.	B. Kulicke
Berichter:	Prof. Dr.-Ing.	M. Michel
Berichter:	Prof. Dr. phil. nat.	W. Gerlach

Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 29. April 1986

Berlin 1986
D 83

Abstract

Schwarz, Jürgen:

Ein Beitrag zur thermischen Auslegung von Stromrichter-ventilen mit zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen

Konventionelle Verfahren zur thermischen Dimensionierung von Stromrichterventilen mit zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen berücksichtigen die unterschiedlichen thermischen Verhältnisse auf der Anoden- und der Kathodenseite nicht. Werden solche Halbleiterbauelemente mit Kühleinrichtungen in Zusammenhang gebracht, deren Verhalten von der Wärmezufuhr auf beiden Seiten abhängig ist, so können schon bei der stationären Dimensionierung Fehler auftreten. Diese werden mit der vorliegenden Arbeit ausgeräumt.

Auf der Grundlage der abgeleiteten Gleichungen und von gemessenen Verteilungen der elektrischen und der thermischen Eigenschaften von Halbleiterbauelementen sowie der thermodynamischen Parameter der Kühlelemente ermöglicht es die Monte-Carlo-Simulation, daraus berechnete Verteilungen der Sperrschichttemperaturen in den Ventilen zur statistisch begründeten, kostenoptimalen, thermischen Dimensionierung heranzuziehen.

Aus dem mechanischen Aufbau der Halbleiterbauelemente läßt sich durch feine Stufung ein thermisches Ersatzschaltbild in Kettenbruchschialtung ableiten, welches das thermische Verhalten der Halbleiterbauelemente im Rahmen der bestehenden Meßgenauigkeit widerspiegelt. Dieses Wärmeersatzschaltbild gestattet die Behandlung des zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementes als lineares, thermisches Dreitor. Mit Hilfe der Dreitorparameter läßt sich der Verlauf des transienten Wärmewiderstandes des Ventils durch Auswertung von Messungen im Originalaufbau und auch durch die Bestimmung des Übergangsverhaltens der Kühleinrichtung bestimmen. Letzteres Verfahren liefert genauere (und niedrigere) Werte.

Danksagung

Diese Arbeit entstand im Fachbereich Leistungselektronik und Anlagenbau der AEG Aktiengesellschaft.

Mein besonderer Dank gilt dem Leiter der Entwicklung, Herrn Dipl.-Ing. A. Schröder, ohne dessen freundliche Unterstützung diese Arbeit nicht zustande gekommen wäre.

Außerdem habe ich Herrn Prof. Dr.-Ing. M. Michel vom Institut für Allgemeine Elektrotechnik der TU Berlin für die Betreuung der Arbeit und viele wertvolle Hinweise zu danken. Besonders gefreut habe ich mich darüber, daß sich Herr Prof. Dr. phil. nat. W. Gerlach vom Institut für Werkstoffe der Elektrotechnik der TU Berlin zur Übernahme des zweiten Gutachtens bereit erklärt und mir wichtige Ratschläge zur Abfassung der Arbeit gegeben hat.

Daneben gilt mein Dank vielen, auch den hier nicht genannten, Mitarbeitern der AEG AG, die zum Gelingen beigetragen haben. Herr Dipl.-Ing. J. Hengsberger gab viele Ratschläge und Herr Ing. (grad.) B. Korrman unterstützte mich bei der Durchführung der Messungen. Den Herren Dipl.-Ing. H.-G. Zellerhoff und Dipl.-Phys. E. Borchert vom Geschäftsbereich Industriekomponenten danke ich für die mühsame Bereitstellung von statistischem und analytischem Material über die Halbleiterbauelemente, und Herrn Ing. (grad.) A. Seelig vom Forschungsinstitut Frankfurt am Main unterstützte mich beim Aufbau der Meßeinrichtung zur Bestimmung des Übergangsverhaltens der Kühldosen.

Mit Herrn Dr. rer. nat. W. Dreyer vom Hermann-Föttinger-Institut für Thermo- und Fluidodynamik der TU Berlin konnte ich wertvolle Diskussionen über die thermodynamischen Aspekte der Arbeit führen.

Nicht zuletzt schulde ich meiner Frau Katharina Dank, die in der Zeit der Entstehung dieser Dissertation mit unendlicher Geduld die zusätzliche Belastung für Familie und Haushalt getragen hat.

Inhaltsverzeichnis

	Seite
0 <u>Verwendete Symbole</u>	13
0.1 Formelzeichen	13
0.2 Indizes	15
1 <u>Einleitung</u>	17
2 <u>Stromrichterventile und ihre Komponenten</u>	19
2.1 Thyristor-Hochleistungsventile	19
2.2 Hochleistungsthyristoren	23
2.3 Kühldosen für Hochspannungsstromrichter	24
3 <u>Stationäres thermisches Verhalten</u>	29
3.1 <u>Verhalten der Halbleiterbauelemente</u>	29
3.1.1 Innerer Aufbau	29
3.1.2 Thermisches Ersatzschaltbild	31
3.1.3 Messung der thermischen Widerstände	35
3.1.4 Beziehungen zwischen den verschiedenen thermischen Parametern	36
3.1.4.1 Diskrete Beziehungen	36
3.1.4.2 Beziehungen zwischen den Einzelwiderständen und dem Parallelwiderstand	40
3.1.4.3 Beziehungen zwischen dem Summenwiderstand und dem Parallelwiderstand	44
3.1.4.4 Auswertung der Messungen des Summenwiderstandes	49
3.1.5 Berechnung der thermischen Widerstände	52
3.1.5.1 Thermische Widerstände des Materials	52
3.1.5.2 Thermische Widerstände der Übergänge (Kontaktwiderstände)	53
3.1.5.3 Erhöhung des thermischen Widerstandes durch Einschnürung des Wärmestromes	56
3.1.5.4 Berechnung für den Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400	61
3.1.5.5 Berücksichtigung der Herstellungstoleranzen	63
3.1.6 Einfluß der Wärmeleistungsquellendichte auf den stationären thermischen Widerstand	64

	Seite
3.2 <u>Verhalten der Kühlelemente</u>	65
3.2.1 Aufbau der Kühldosen	68
3.2.2 Verhalten des Kühlmittelkreislaufes	71
3.2.3 Verhalten der Kühldosen bei unsymmetrischer Speisung	73
3.2.4 Konventionelle Behandlung der Kühldosen	83
3.2.5 Statistische Untersuchung der Kühldosenparameter	85
3.2.5.1 Verteilung der thermischen Widerstände	89
3.2.5.2 Verteilung des Druckabfalls	89
3.2.5.3 Korrelationskoeffizienten	94
3.2.5.4 Auswahl einer repräsentativen Kühldose	96
3.2.6 Stationäre thermische Parameter der Kühldosen	96
3.3 <u>Verhalten der Halbleiterbauelemente und der Kühlelemente im Säulenverband</u>	99
3.3.1 Verhalten einer unendlich langen, symmetrischen Säule	99
3.3.1.1 Konventionelles Berechnungsverfahren	99
3.3.1.2 Berücksichtigung der gegenseitigen Abhängig- keiten	99
3.3.1.3 Vergleich beider Rechenverfahren	103
3.3.2 Verhalten einer endlich langen Säule	104
3.3.2.1 Gleichungssystem	106
3.3.2.2 Endlich lange, symmetrische Säule	109
3.3.2.3 Ausfall einer Kühldose	111
3.3.3 Thermische Reihenschaltung von zwei Säulen (Doppel- säule)	113
3.3.3.1 Gleichsinnige thermische Reihenschaltung	114
3.3.3.2 Gegensinnige thermische Reihenschaltung	117
3.3.4 Thermische Reihenschaltung der Kühlelemente	120

	Seite
4 <u>Dynamisches thermisches Verhalten</u>	123
4.1 <u>Verhalten der Halbleiterbauelemente</u>	123
4.1.1 Das Gleichungssystem	123
4.1.1.1 Vereinfachung des Gleichungssystems	124
4.1.1.2 Anfangs-, Rand- und Übergangsbedingungen	125
4.1.1.3 Grenze der Gültigkeit des Gleichungs- systems	127
4.1.2 Lösung des Gleichungs-Systems	129
4.1.2.1 Anwendung der Linienmethode	129
4.1.2.2 Anwendung des Differenzenverfahrens	131
4.1.2.3 Vergleich der Ergebnisse	131
4.1.3 Thermisches Ersatzschaltbild	138
4.1.3.1 Aufbau des Ersatzschaltbildes	138
4.1.3.2 Berechnung der thermischen Kapazitäten	142
4.1.3.3 Berechnung für den Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400	143
4.1.4 Berechnung der thermischen Dreitorparameter	143
4.1.4.1 Das zweiseitig gekühlte Halbleiterbau- element als Dreitor	143
4.1.4.2 Parameter des anoden- und des kathoden- seitigen Zweitors	146
4.1.4.3 Beziehungen zwischen den Y- und den Z-Parametern	151
4.1.4.4 Y-, Z- und H-Parametern des Dreitors	152
4.1.5 Transienter Wärmewiderstand	155
4.1.5.1 Messung des transienten Wärmewiderstandes	155
4.1.5.2 Berechnung des idealen transienten Wärme- widerstandes	156
4.1.5.3 Grenzwerte des transienten Wärmewider- standes	158

	Seite
4.2 <u>Verhalten der Kühlelemente</u>	161
4.2.1 Messung des Übergangsverhaltens	161
4.2.1.1 Theoretischer Ansatz und Meßprinzip	161
4.2.1.2 Messung von $Z_{\dots 1}(t)$ und $Z_{\dots 2}(t)$	161
4.2.1.3 Messung von $Z_{13}(t)$, $Z_{23}(t)$ und $Z_{33}(t)$	167
4.2.2 Messung im Originalaufbau	168
4.2.2.1 Meßverfahren	168
4.2.2.2 Konventionelle Auswertung	171
4.2.2.3 Bezogene Gehäusetemperaturen	171
4.2.3 Auswertung der Messungen	171
4.2.3.1 Auswertung des Übergangsverhaltens	174
4.2.3.2 Auswertung der Messungen im Originalaufbau	174
4.2.3.3 Transformation in den Bildbereich der Laplace-Transformation	175
4.3 <u>Verhalten der Halbleiterbauelemente und der Kühlelemente im Säulenverband</u>	181
4.3.1 Konventionelles Verfahren	181
4.3.2 Verhalten der unendlich langen, symmetrischen Säule	182
4.3.2.1 Lösung des Gleichungssystems	182
4.3.2.2 Implementation des Systemverhaltens	185
4.3.2.3 Verhalten der einfachen Säule	185
4.3.2.4 Verhalten der Doppelsäule mit gleichsinniger thermischer Reihenschaltung	193
4.3.3 Auswertung der Messungen im Originalaufbau	199
4.3.3.1 Wirkung des Leistungssprunges	200
4.3.3.2 Wirkung der Gehäusetemperaturverläufe	200
4.3.3.3 Lösung und Rechenbeispiel	202
4.3.4 Berechnung der gespeicherten Energie	210
4.3.5 Systembetrachtungen und kritischer Vergleich	210

	Seite
5 Grundzüge eines statistisch begründeten Dimensionierungs- verfahrens zur Berechnung der maximal zulässigen Be- lastung von Halbleiterstromrichtern	217
<hr/>	
5.1 <u>Vorbemerkungen</u>	217
5.1.1 Allgemeine Betrachtungen	217
5.1.2 Thermische Dimensionierung von Halbleiterstrom- richtern	219
5.1.3 Anwendung zur stationären thermischen Dimensio- nierung von Hochspannungsventilen	221
5.2 Statistisch aufbereitete Daten der eingesetzten Bau- elemente	222
<hr/>	
5.2.1 Daten der Thyristoren	222
5.2.1.1 Elektrische Eigenschaften	222
5.2.1.2 Thermische Eigenschaften	225
5.2.1.3 Korrelation zwischen thermischen und elektrischen Eigenschaften	225
5.2.2 Daten der Kühldosen	225
5.3 <u>Monte-Carlo-Simulation</u>	234
5.3.1 Leistungsverteilung	234
5.3.2 Temperaturverteilung	235
5.3.2.1 Gleichungssystem der endlich langen Säule	235
5.3.2.2 Gleichungssystem der unendlich langen Säule	238
5.3.2.3 Simulation und Auswertung	239
5.4 <u>Ergebnisse an Hand von Beispielen</u>	240
5.5 <u>Anwendung des Verfahrens</u>	241
6 <u>Quellen</u>	249

0 Verwendete Symbole

Hier werden nur die oft wiederkehrenden und an der verwendeten Stelle nicht erklärten Symbole aufgeführt.

0.1 Formelzeichen

a	Temperaturleitfähigkeit
A	Fläche der Scheiben des Halbleiterbauelementes
c_p	spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck
C	Wärmekapazität
$\text{Cov}(X, Y)$	Kovarianz der Zufallsvariablen X und Y
d	Dicke der Scheiben des Halbleiterbauelementes
$E(X)$	Erwartungswert der Zufallsvariablen X
g	Verhältnis zwischen R_{thJG} und R_{thGG} nach Gl. (31-8)
G	Geltungsgebiet der Gleichung
h	spezifische Enthalpie
$H(p), H(t)$	thermischer Hybridparameter
M	Masse
\dot{M}	Massenstrom
n	Anzahl der Halbleiterbauelemente in der endlich langen Säule
N	Nenner in einer Gleichung
p	Wärmequellendichte
P	(Verlust-) Leistung
\dot{q}	Wärmeflußdichte
Q	Wärmemenge (Energie)
\dot{Q}	Wärmefluß
Q_{rr}	Sperrverzögerungsladung der Halbleiterbauelemente
r	Radius (in Zylinderkoordinaten)
r, r^x	empirisch ermittelter Korrelationskoeffizient [10]
$r_{S, B}$	Rangkorrelationskoeffizient nach Spearman mit Berücksichtigung von Bindungen [10]
R	thermischer Widerstand
R^*	konventionell ermittelter thermischer Widerstand

s	empirisch ermittelte Standardabweichung
t	Zeit
T	Temperatur
U_T	Durchlaßspannung der Halbleiterbauelemente
v	spezifisches Volumen
v	Verhältnis von $R_{thJG(K)}$ zu $R_{thJG(A)}$ nach Gl. (31-7)
V	Volumen
$V(X)$	Varianz der Zufallsvariablen X
\dot{V}	Volumenstrom
w	Geschwindigkeit
x	Achse (in Zylinderkoordinaten)
\bar{x}	arithmetischer Mittelwert
X, Y	Zufallsvariable
$Y(p), Y(t)$	thermischer Leitwertparameter
$Z(p), Z(t)$	thermischer Widerstandsparameter
$Z_{th}(p), Z_{th}(t)$	transienter thermischer Widerstand
$Z_{th}^*(t)$	konventionell ermittelter transienter thermischer Widerstand
H	Zählerpolynom der Hybridparameter im Bildbereich
L	Nennerpolynom der Hybridparameter im Bildbereich
M	Nennerpolynom der Leitwertparameter im Bildbereich
N	Nennerpolynom der Widerstandsparameter im Bildbereich
U	Zählerpolynom der Leitwertparameter im Bildbereich
Z	Zählerpolynom der Widerstandsparameter im Bildbereich
α	Signifikanzniveau
α	Wärmeübergangskoeffizient
∂G	Rand des Geltungsgebietes der Gleichung
Δ	skalarer Laplace-Operator
Δp	Druckabfall
ϵ	statistische Sicherheit

ϑ	Celsiustemperatur
ϑ^*	nach Gl. (32-6) bzw. Gl. (42-7) bezogene Temperatur
λ	Wärmeleitfähigkeit
μ	Parameter der Normalverteilung (Erwartungswert)
ρ	Dichte
ρ	Korrelationskoeffizient
σ	Parameter der Normalverteilung (Standardabweichung)
σ_B	Zugfestigkeit
τ	thermische Zeitkonstante
τ	Rangkorrelationskoeffizient nach Kendall [23]
φ	Winkel (in Zylinderkoordinaten)
$\varphi(t)$	Ausgleichsfunktion nach Gl. (42-8)

0.2 Indizes

A	Anodenseite
A	Kühlmittelzufluß (ambient)
aK	anodenseitige Kühlung
B	Kühlmittelabfluß
C	Halbleitergehäuse (case)
D	Kühlmittelabfluß der zweiten Säule
G	Übergang Halbleiterbauelement-Kühlelement
H	Kühlelementoberfläche (heatsink)
J	Sperrschicht (junction)
K	Kathodenseite
KD	Kühldose
kK	kathodenseitige Kühlung
M	Mittelwert von Kühlmittelzufluß und -abfluß
N	Nennwert
p	Druck
oK	ohne Kühlung
th	thermisch
TH	Halbleiterbauelement (Thyristor)
W	Kühlmittel (Wasser)
1	Seite 1
2	Seite 2
12	Wirkung auf Seite 1 herrührend von Seite 2
21	Wirkung auf Seite 2 herrührend von Seite 1

1 Einleitung

Stromrichterventile für große Leistungen werden seit vielen Jahren mit zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen ausgeführt. Diese Scheibenzellenbauweise ermöglicht eine Wärmeabfuhr aus dem Siliziumkristall sowohl zur Anoden- als auch zur Kathodenseite hin, so daß die Zellen wesentlich intensiver ausgenutzt werden können [1].

Die besonderen thermischen Eigenschaften dieser Hochleistungsdiode und -thyristoren und ihrer Kühleinrichtungen werden nur sehr zögernd in die einschlägigen Normen [2-4] aufgenommen, und auch in der Literatur findet sich nur wenig. Im allgemeinen werden die nach beiden Seiten unterschiedlichen Wärme-flüsse und auch die unterschiedlichen Temperaturen des Gehäuses auf der Anoden- und der Kathodenseite nicht berücksichtigt. Die Kühleinrichtungen werden auf ähnliche Weise "eindimensional" behandelt, indem man ihnen nur einen Widerstand zuordnet. Solange die Anodenseite unabhängig von der Kathodenseite gekühlt wird, ergeben sich aus dieser Behandlung der Kühlelemente auch keine zusätzlichen Fehler. Ist dies aber nicht der Fall - und dieser Fall ist nicht selten -, dann müssen die gegenseitigen Abhängigkeiten Berücksichtigung finden.

Gerade bei Halbleiterbauelementen mit großen Schaltleistungen kommt es aus wirtschaftlichen Gründen darauf an, diese einerseits möglichst gut auszunutzen und andererseits eine große Zuverlässigkeit und Verfügbarkeit zu erzielen. Insbesondere bei Anlagen zur Energieerzeugung und Energieverteilung werden diesbezüglich sehr hohe Anforderungen gestellt. Um diese Forderungen erfüllen zu können, ist es erforderlich, die noch bestehenden Unsicherheiten bei der thermischen Dimensionierung von Ventilen mit zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen auszuräumen. Durch eine zweckmäßige Kombination von Rechnung und Messung soll eine möglichst exakte Vorausbestimmung von Höchstwerten, Verteilungen und Verläufen der Temperaturen, insbesondere der Sperrschichttemperaturen, in den Ventilen ermöglicht werden.

2 Stromrichterventile und ihre Komponenten

Die Betrachtungen in dieser Arbeit orientieren sich in erster Linie an Thyristor-Hochleistungsventilen für hohe Spannungen. Die daraus abgeleiteten Erkenntnisse können aber ohne weiteres auch auf andere Fälle übertragen werden. Darauf wird im Einzelfall hingewiesen.

2.1 Thyristor-Hochleistungsventile

Da einzelne Thyristoren keine Sperr- und Blockierspannungsfestigkeit haben, die wesentlich über 5 kV hinausgeht, ist hier eine Reihenschaltung einer Vielzahl von Thyristoren erforderlich. Anwendung finden diese Ventile unter anderem in der Hochspannungs-Gleichstrom-Übertragung (HGÜ), zur Blindleistungskompensation in Anlagen der Energieversorgung, zur Stromversorgung in der chemischen Industrie und als Stellglied von elektrischen Antrieben größter Leistung. Das Bild 2-1 zeigt eine ausgeführte Anlage.

Es ist Stand der Technik, diese Ventile in Innenraumtechnik mit Flüssigkeitskühlung durch entionisiertes Wasser auszuführen [5]. Diese Bauweise hat sich als die zur Zeit im Bau und Betrieb kostengünstigste herausgestellt.

Thyristor-Hochspannungsventile werden üblicherweise aus kleinen Teilabschnitten - sogenannten Modulen - zusammengesetzt (Bilder 2-2 und 2-3). Das ermöglicht eine rationelle Fertigung und erleichtert sowohl Prüfung als auch Transport, Montage vor Ort und Reparatur. Die Module enthalten die Thyristoren und Bedämpfungsglieder mit ihren Kühleinrichtungen sowie die zu jedem Thyristorabschnitt gehörende Hilfelektronik.

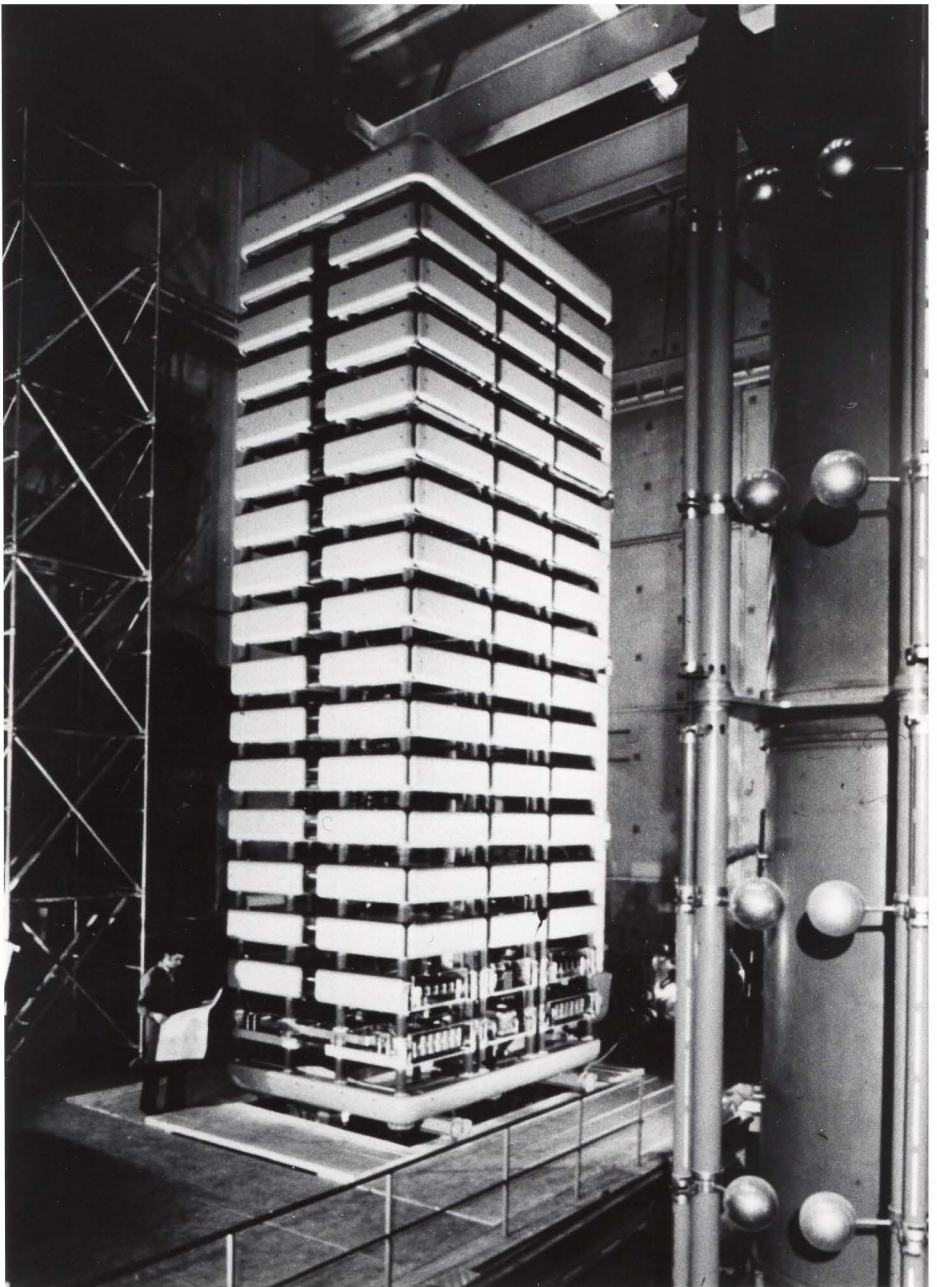


Bild 2-1: Thyristor-Ventil Nelson-River II Kanada
+ 500 kV, 2000 A, 2000 MW
zur Hochspannungsgleichstromübertragung
(Arbeitsgemeinschaft HGÜ: AEG-Telefunken, BBC, Siemens AG)

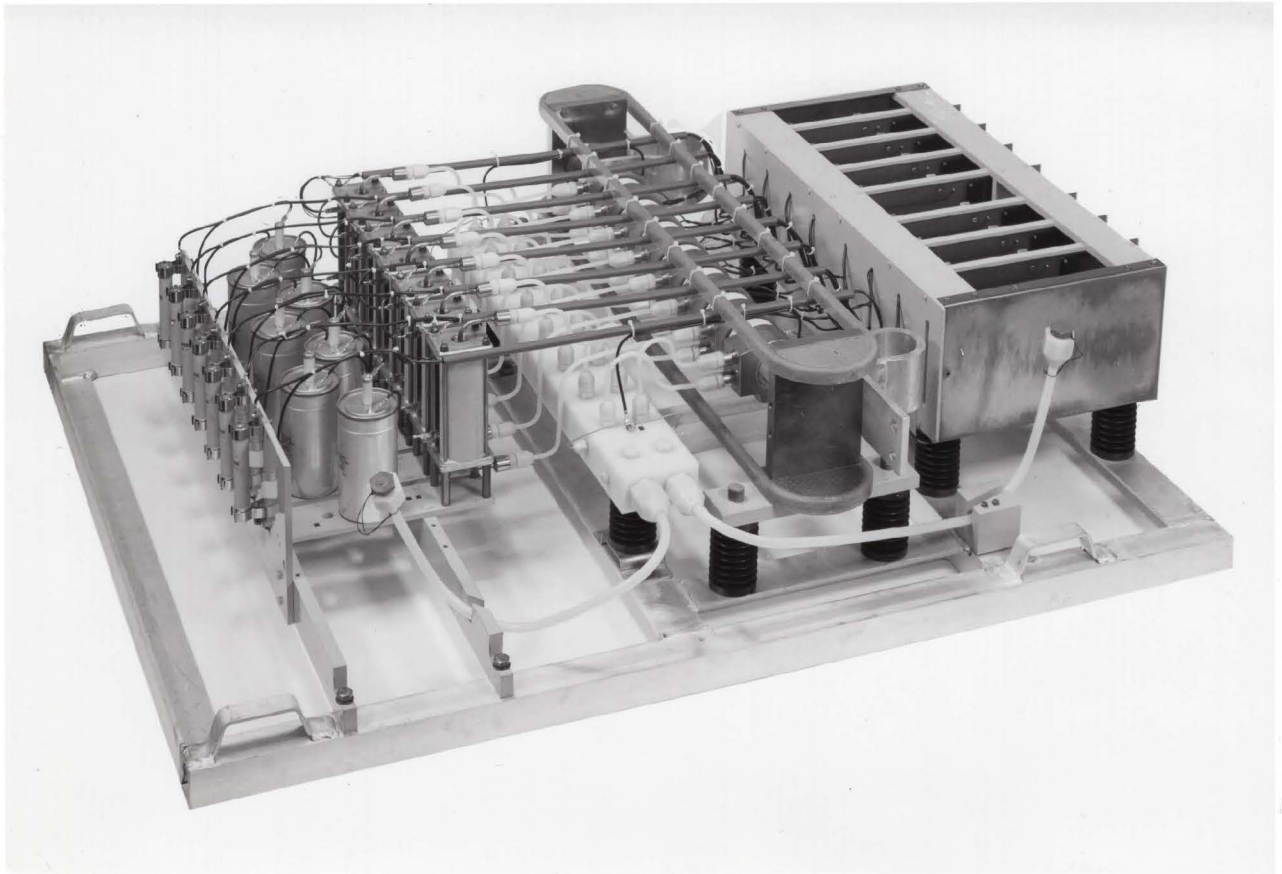


Bild 2-2: Wassergekühltes Thyristormodul für Mittelspannungs-Stromrichter mit
56-mm-Thyristoren
(AEG-Telefunken)

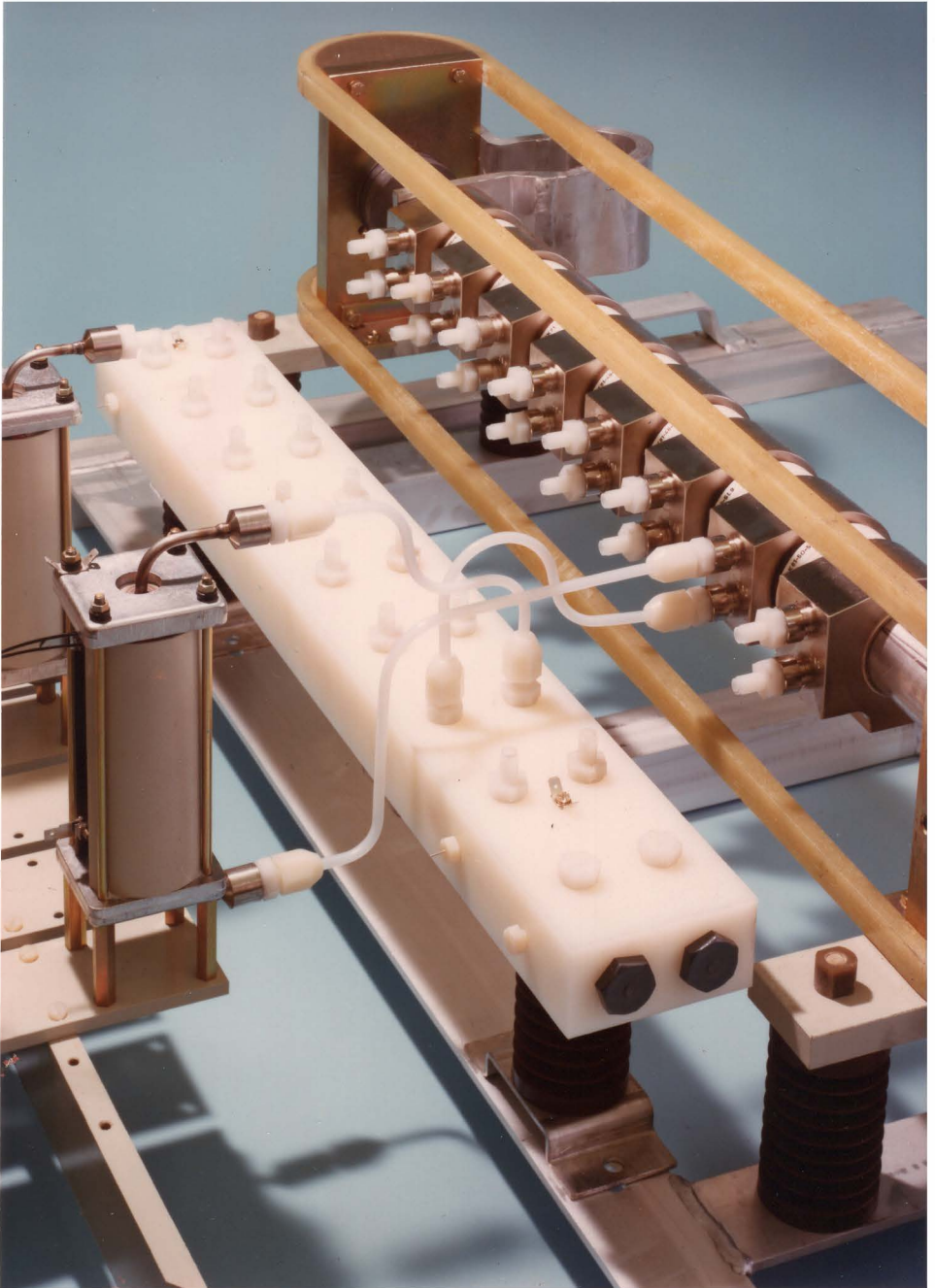


Bild 2-3: Kühlwasserrohrsystem in einem Modul mit 56-mm-Thyristoren (AEG-Telefunken)

Die Thyristorsäule besteht aus einer Aneinanderreihung von z. Zt. bis zu 15 Thyristoren und 16 Kühldosen, eingebettet in einen mechanischen Spannverband. Durch eine definierte Anpreßkraft wird eine einwandfreie Kontaktgabe zwischen den Thyristoren und Kühldosen gewährleistet und ein sicherer Strom- und Wärmeübergang ermöglicht.

Das Kühlwasserrohrsystem (siehe Bild 2-3) besteht aus einem Sammelrohr mit entsprechend der Zahl von eingebauten Thyristoren vorgesehenen Verzweigungen. Jede Kühldose erhält damit ihre eigene Wasserversorgung. In Reihe zur Kühldose ist jeweils ein wassergekühlter Hochleistungswiderstand aus der Beschaltungsbaugruppe geschaltet. Zunächst fließt das Kühlwasser dabei durch die Kühldose und anschließend durch den Widerstand. Enge Toleranzen der Strömungswiderstände in den parallelen Kühlwasserkreisen sorgen für eine gleichmäßige Durchflußmenge [6].

In Anlagen zur Blindleistungskompensation werden die Thyristoren jeweils antiparallel geschaltet, um einen Betrieb des Stromrichters als Wechselstromsteller bzw. Wechselstromschalter zu ermöglichen. Module für solche Anlagen enthalten dann zwei Thyristorsäulen mit gemeinsamen RC-Gliedern. Der Kühlmittelkreislauf der beiden Säulen kann hier parallel oder seriell gestaltet werden (siehe dazu Abschnitt 3.3.3).

2.2 Hochleistungsthyristoren

Hochspannungs- bzw. Hochleistungsthyristoren werden heute bis zu einem Kristalldurchmesser von 100 mm hergestellt [7]. Mit ihnen lassen sich ohne Parallelschaltung Brückengleichströme von etwa 4000 A und Strangwechselströme von etwa 3300 A realisieren.

Bild 2-4 zeigt einen Schnitt durch einen Hochleistungsthyristor der Fa. AEG AG.

Dioden in Scheibenzellenbauweise werden nur bis zu einem Kristalldurchmesser von 75 mm hergestellt, da über den damit abgesteckten Arbeitsbereich von ca. 10000 A Dauerstrom hinaus kein ausreichender Bedarf besteht.

2.3 Kühl Dosen für Hochspannungsstromrichter

Zwischen den Thyristoren in einer Säule werden die Kühl-dosen angeordnet, die von dem Kühlwasser durchflossen werden. Durch die Verwendung von Wasser als Kühlmittel können die Kühl-dosen und damit auch die Säulen sehr klein gestaltet werden. Wasser besitzt die größte spezifische Wärmekapazität und gewährleistet einen sehr großen Wärmeübergangskoeffizienten. Da der Wasserkreislauf dieselben Potentialdifferenzen wie das Ventil selbst zu tragen hat, muß die Leitfähigkeit des Kühlwassers durch hochgradige Entionisierung herabgesetzt werden.

Insgesamt wird der mit dem Wasser in Berührung kommende Werkstoff stark belastet. Zum einen können Leckströme eine elektrolytische Abtragung bewirken. Durch zweckmäßig angeordnete Schutz- und Steuerelektroden wird diese Erscheinung minimiert. Zum anderen wird das Material infolge der Kühlmittelgeschwindigkeit durch Kavitation beansprucht, auch Korrosionserscheinungen müssen sicher verhindert werden. Aus diesen Gründen wird das Wasser außer mit den Polyamid-Verteilungsrohren nur mit Edelstahl in Berührung gebracht.

Eine Möglichkeit zur konstruktiven Gestaltung der Kühlelemente besteht nun darin, die Kühl-dosen ganz aus Edelstahl zu fertigen, und die Kühlkanäle durch Bohrungen zu erzeugen [8]. Durch die relativ schlechte Wärmeleitfähigkeit des Edelstahls ($\lambda \approx 15 \frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}}$) haben solche Kühl-dosen relativ hohe Wärmewiderstände. Außerdem ist der Arbeitsaufwand zur Herstellung ziemlich groß.

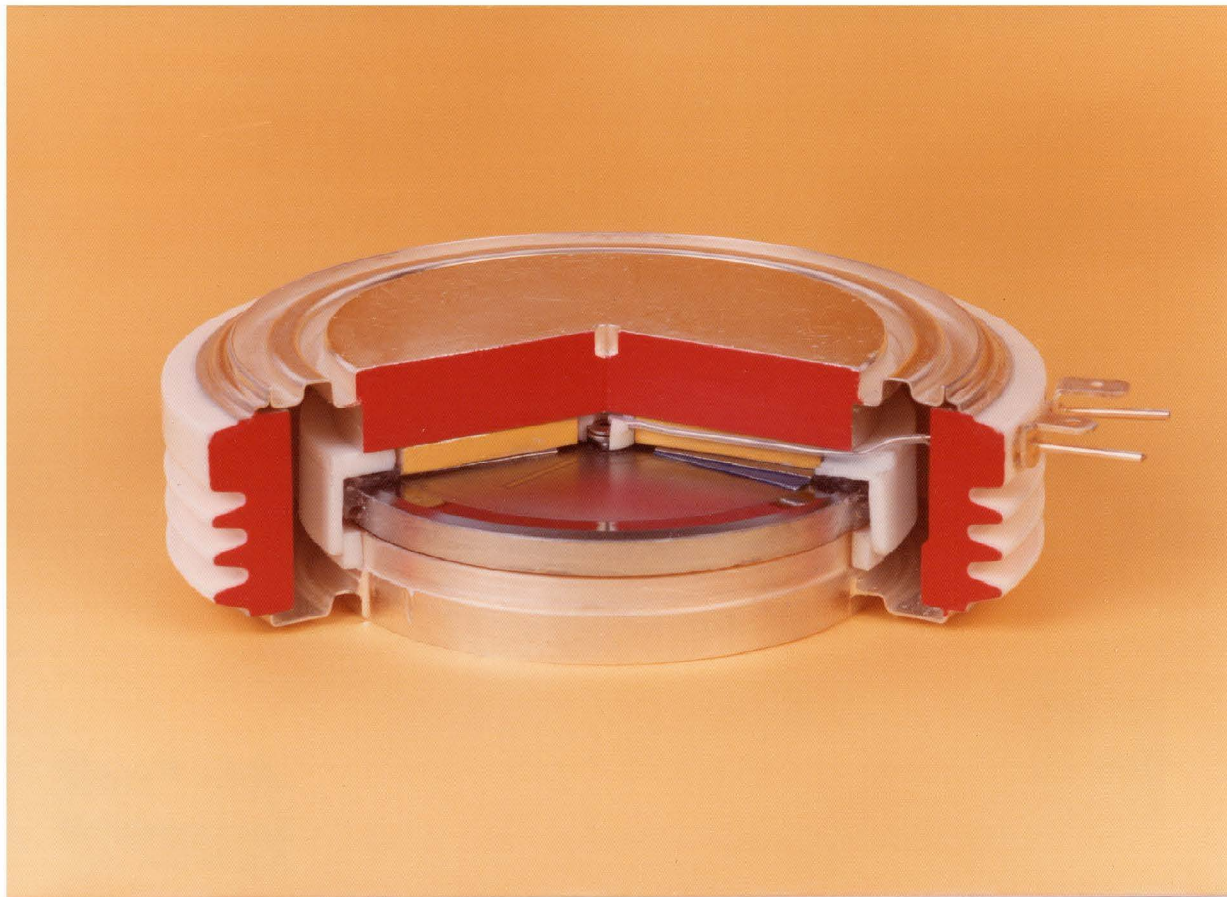


Bild 2-4: Schnitt durch einen Hochleistungsthyristor mit einem Kristalldurchmesser von 56 mm (AEG-Telefunken)

Günstiger sind Kühldosen mit einer in Aluminium eingegossenen Edelstahlspirale (Bilder 2-5 und 2-6). Sie weisen einen bezogen auf die wirksame Rohrlänge und den Durchmesser des Kühlkanales geringeren Druckabfall auf. Durch die Wärmeleitfähigkeit der verwendeten Aluminiumgußlegierung von $\lambda \approx 150 \frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}}$ entstehen größere Temperaturdifferenzen nur in dem dünnwandigen Edelstahlrohr und in der laminaren Grenzschicht des Wärmeüberganges Rohrwand-Wasser. Das technologisch aufwendigere Herstellungsverfahren ist weitaus produktiver als das oben genannte Verfahren mit einer Fertigung aus massivem Material.

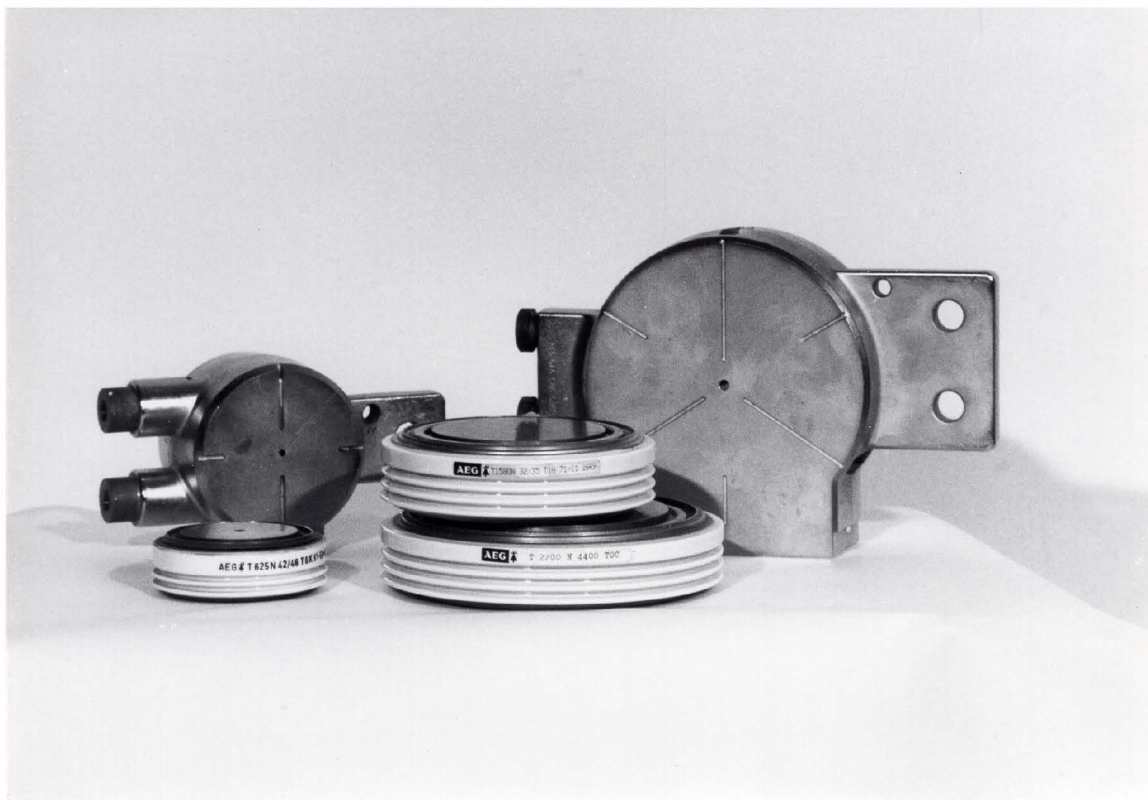


Bild 2-5 : Kühl-dose für Thyristoren mit 56 mm und Kühl-dose für Thyristoren mit 75 und 100 mm Kristalldurchmesser zusammen mit den dazugehörigen Thyristoren (AEG-Telefunken)

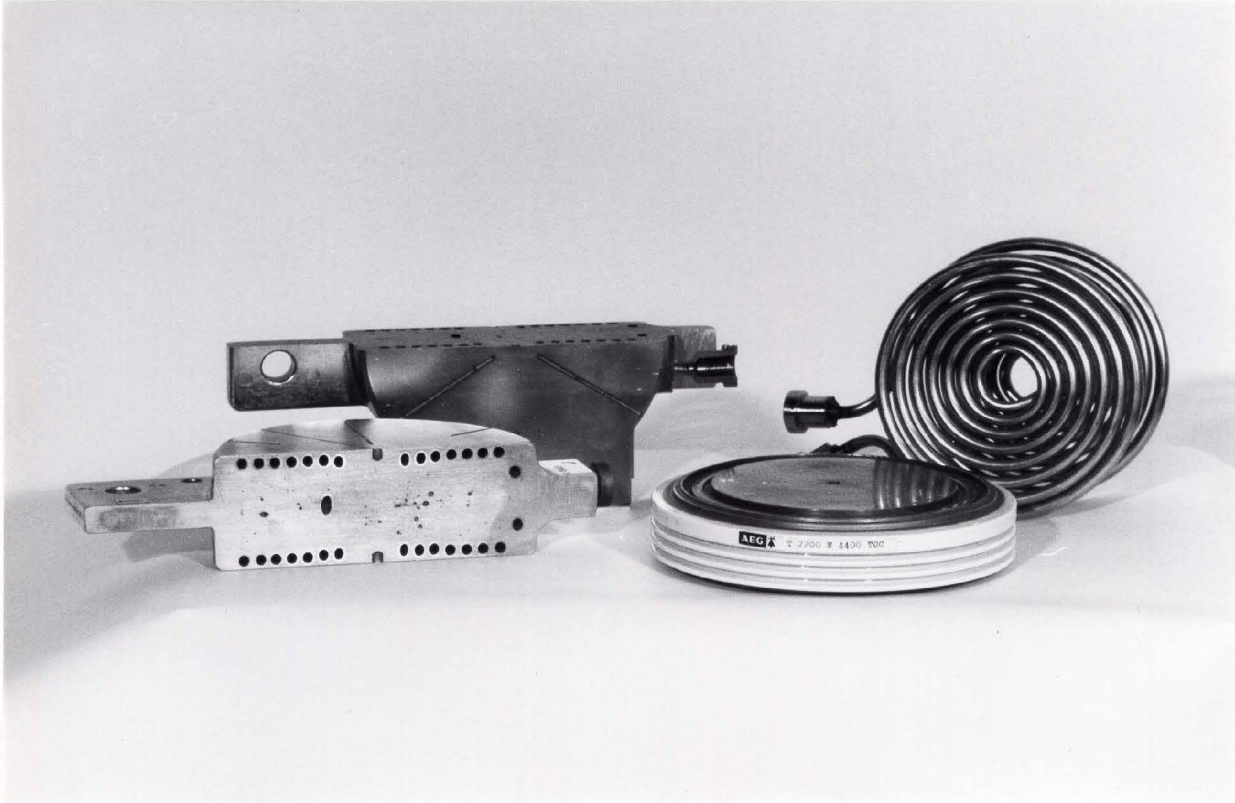


Bild 2-6 : Aufgeschnittene Kühl-dose und eine Edelstahlspirale
vor dem Eingießen
(AEG-Telefunken)

3 Stationäres thermisches Verhalten

Berechnungen des stationären thermischen Verhaltens erfolgen zweckmäßig mit Hilfe von Wärmewiderständen. Eine Definition des Wärmewiderstandes lautet: "Quotient aus der Temperaturdifferenz zwischen den beiden Bezugspunkten einerseits und des von einem Bezugspunkt zum anderen fließenden Wärmestroms andererseits im stationären Fall" (in Anlehnung an [3]).

Als Bezugspunkte werden die Sperrschicht des Halbleiterbauelementes (J), die Temperatur am Übergang Halbleiterbauelement-Kühlelement und die Kühlmitteltemperatur verwendet. Je nachdem, ob der Übergangswiderstand Halbleiterbauelement-Kühlelement dem Halbleiterbauelement oder dem Kühlelement zugeordnet wird, wird der Bezugspunkt an diesem Übergang mit H oder C bezeichnet. Für Betrachtungen, die in beiden Fällen Gültigkeit haben sollen, wird ein G verwendet. Das Kennzeichen der Kühlmittelzuflußtemperatur sei ein A. Nur in den seltenen Fällen, wo der Mittelwert von Kühlmittelzufluß- und Kühlmittelabflußtemperatur als Bezugsgröße dient, wird ein M verwendet. Hinter diese Kennzeichen in Klammern gesetzte Buchstaben bzw. Zahlen [(A), (K), (1), (2)] kennzeichnen die Anoden- bzw. die Kathodenseite oder die Seite 1 bzw. die Seite 2 der verwendeten Bauelemente. Dabei kann die Seite 1 sowohl der Anodenseite als auch der Kathodenseite entsprechen, dies ergibt sich aus dem jeweiligen Anwendungsfall.

3.1 Verhalten der Halbleiterbauelemente

Das stationäre Verhalten der Halbleiterbauelemente wird im allgemeinen mit nur einem thermischen Widerstand R_{thJC} oder R_{thJH} beschrieben. Bei zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen reicht die Angabe dieses einen Wertes zur vollständigen Beschreibung nicht mehr aus.

3.1.1 Innerer Aufbau

Bild 3-1 zeigt den inneren Aufbau eines Hochspannungs-Thyristors.

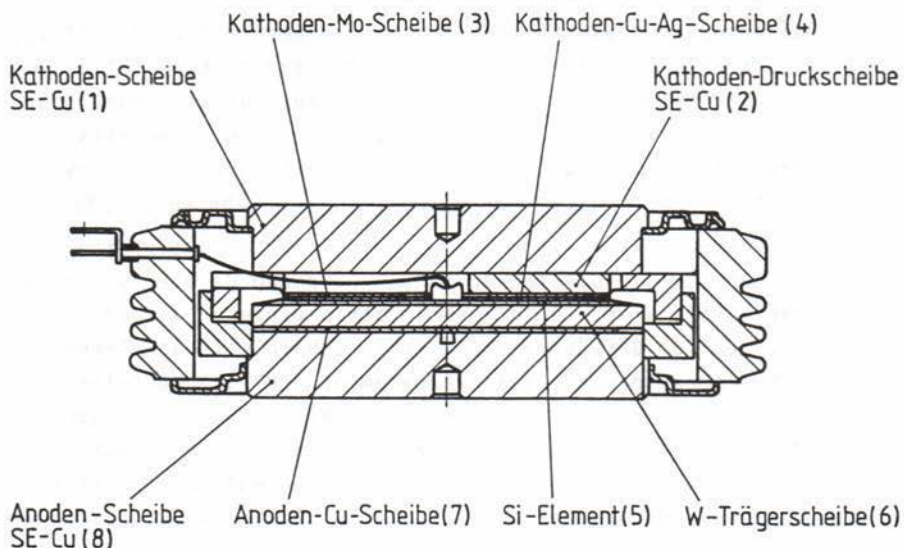


Bild 3-1: Innerer Aufbau des Hochspannungs-Thyristors T 2200N 3600... 4400 (AEG-Telefunken)

Auf der Kathodenseite muß der Wärmestrom durch vier Scheiben und vier Übergänge fließen, während auf der Anodenseite nur drei Scheiben und zwei Übergänge angeordnet sind (der Siliziumkristall ist auf die Wolfram-Trägerscheibe aufgelegt). Ein symmetrischer Aufbau liegt hier also nicht vor, und es ist im allgemeinen, mit unterschiedlichen Wärmewiderständen auf den beiden Seiten zu rechnen. Radiale Wärmeflüsse über das Keramikgehäuse sind vernachlässigbar und werden bei den folgenden Betrachtungen nicht berücksichtigt.

3.1.2 Thermisches Ersatzschaltbild

Aus dem Aufbau der zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelemente läßt sich sofort auf ihr thermisches Ersatzschaltbild schließen (Bild 3-2).

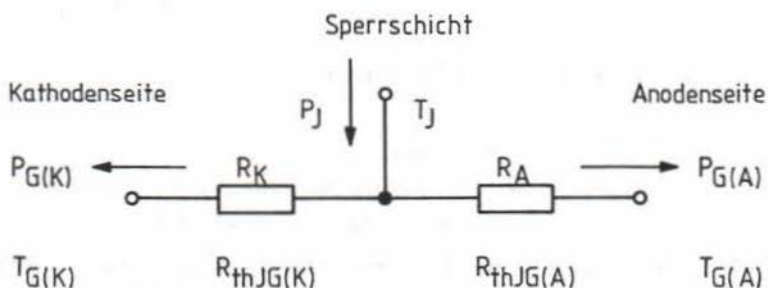


Bild 3-2: Thermisches Ersatzschaltbild eines zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementes

Mit Einführung der abkürzenden Bezeichnungen A und K für die Indizes der Widerstände der Anoden- und Kathodenseite erhält man mit

$$\begin{pmatrix} P_J \\ P_{G(A)} \\ P_{G(K)} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{1}{R_A} + \frac{1}{R_K} & -\frac{1}{R_A} & -\frac{1}{R_K} \\ \frac{1}{R_A} & -\frac{1}{R_A} & 0 \\ \frac{1}{R_K} & 0 & -\frac{1}{R_K} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} T_J \\ T_{G(A)} \\ T_{G(K)} \end{pmatrix} \quad (31-1)$$

bzw.

$$\begin{pmatrix} T_J \\ P_{G(A)} \\ P_{G(K)} \end{pmatrix} = \frac{1}{R_A + R_K} \cdot \begin{pmatrix} R_A & R_K & R_K & R_A \\ & R_K & -1 & 1 \\ & R_A & 1 & -1 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} P_J \\ T_{G(A)} \\ T_{G(K)} \end{pmatrix} \quad (31-2)$$

zwei Gleichungen, die das thermische Verhalten beschreiben.

Um die thermischen Eigenschaften eines solchen Bauelementes mit einem Wert beziffern zu können, geht man von der Definition des Wärmewiderstandes in DIN 41862 [3] aus:

"Quotient aus der Differenz zwischen der inneren Ersatztemperatur und der Gehäusetemperatur einerseits und der im Halbleiterbauelement auftretenden konstanten Verlustleistung andererseits im stationären Fall."

Diese Definition ist nur dann sinnvoll, wenn beide Gehäusetemperaturen $T_{G(A)}$ und $T_{G(K)}$ gleich groß sind. Dann ist der thermische Widerstand des Halbleiterbauelementes gleich der Parallelschaltung der beiden Teilwiderstände

$$R_{thJG} = \frac{R_A \cdot R_K}{R_A + R_K} \quad (31-3)$$

Dies entspricht auch einem Vorschlag in [9].

Welchen Einfluß haben nun die äußeren Wärmewiderstände auf ein gemessenes Ergebnis? Bei einer Messung sind die ermittelten Gehäusetemperaturen im allgemeinen nicht gleich, und deshalb werden diese Werte üblicherweise gemittelt. Mit der Gleichung

$$R_{thJG}^* = \frac{T_J - \frac{1}{2} (T_{G(A)} + T_{G(K)})}{P_J} \quad (31-4)$$

wird dann ein Näherungswert für den thermischen Widerstand berechnet. Ausgehend von dem Ersatzschaltbild nach Bild 3-3 zeigt das Bild 3-4 die Abweichungen des mit Gl. (31-4) ermittelten Näherungswertes.

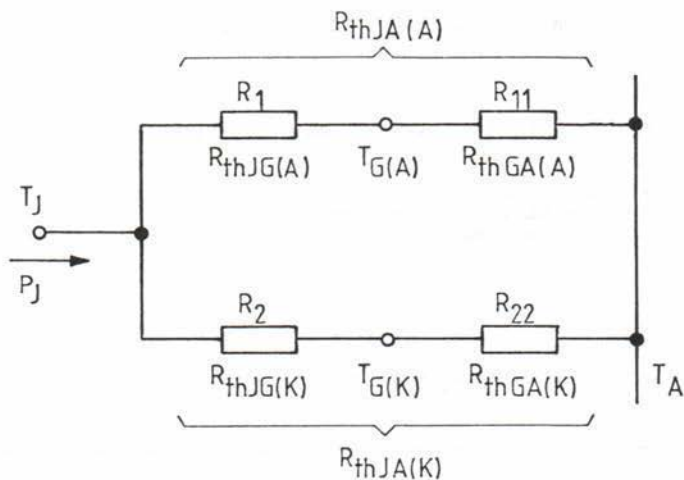


Bild 3-3: Thermisches Ersatzschaltbild der Temperaturmessung an zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen bei unabhängiger Kühlung

Mit $k = \frac{R_{11} + R_{22}}{R_{thJG}}$ und $m = \frac{R_{11}}{R_{22}}$ gilt

$$\frac{R_{thJG}^*}{R_{thJG}} - 1 = k \cdot \frac{R_1^2 - (m+1) \cdot R_1 \cdot R_2 + m \cdot R_2^2}{2(m+1) [(R_1 + R_2)^2 + k \cdot R_1 \cdot R_2]} \quad (31-5)$$

Dieser Wert wird null für $k = 0$ ($\hat{=}$ $R_{11} = R_{22} = 0$) und für $m = \frac{R_1}{R_2}$, d. h., wenn die Gehäusetemperaturen $T_G(A)$ und

$T_G(K)$ gleich groß sind. In der Praxis auftretende Abweichungen (Annahmen: symmetrische Kühlung $\hat{=}$ $m = 1$, $k = 4$

und $v = \frac{R_2}{R_1} < 1,4$) sind immer größer als Null und liegen in

der Größenordnung von bis zu 1,4 %. Bei schlechter Kühlung ($k > 4$) kann sich dieser Wert noch vergrößern.

Stationärer Wärmewiderstand von zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen
Darstellung der Differenzen bei Messungen mit unabhängiger Kühlung beider Seiten

R_JG_M - Kassetten 41/42 - Variante 03 - 22. November 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)

stationärer Wärmewiderstand der Anodenseite	$R_{th_JC(A)}$ =	12.180 mK/W
stationärer Wärmewiderstand der Kathodenseite	$R_{th_JC(K)}$ =	16.356 mK/W
idealer Wärmewiderstand des Bauelementes	R_{th_JC} =	6.981 mK/W

Parameter: $(R_{th_CA(A)} + R_{th_CA(K)}) / R_{th_JC}$

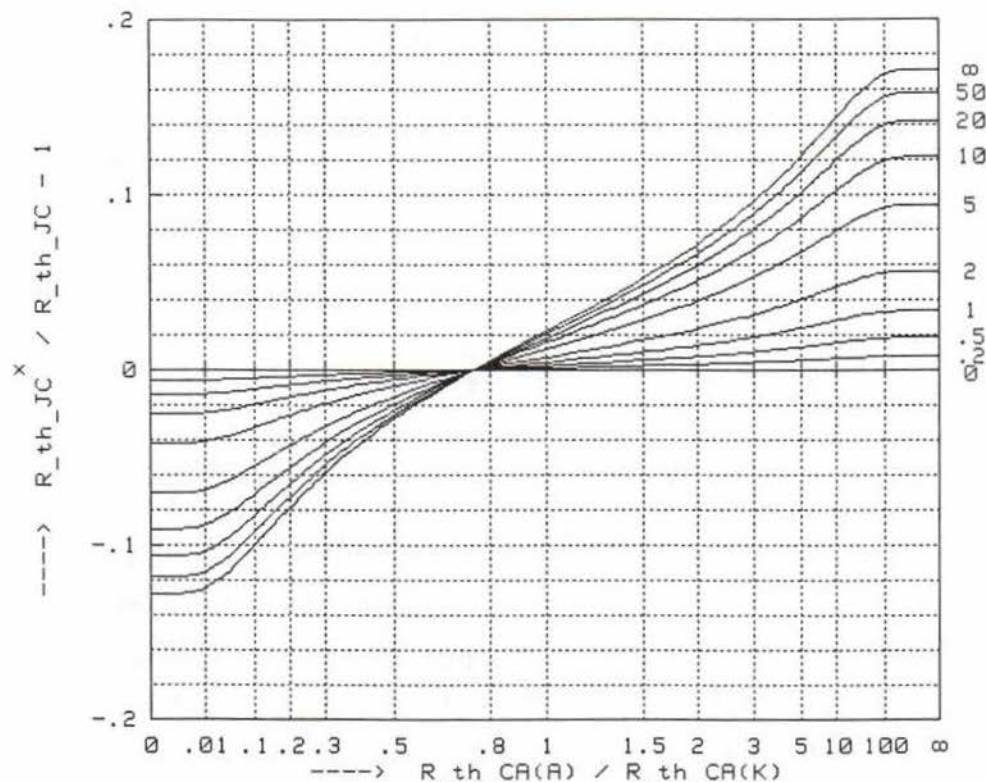


Bild 3-4: Einfluß der äußeren thermischen Widerstände auf den gemessenen thermischen Widerstand des Halbleiterbauelementes

3.1.3 Messung der thermischen Widerstände

Zur Messung der thermischen Widerstände von zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen haben sich insbesondere zwei Verfahren bewährt: die Wärmedurchflußmethode und die einseitige Wärmestromkompensationsmethode [9] .

Für Routinemessungen wird die Wärmedurchflußmethode verwendet. Dazu wird die Meßzelle zwischen zwei Stempel gespannt, von denen einer beheizt und einer gekühlt wird. Beide Stempel sind mit mehreren Temperaturmeßstellen versehen. Die Meßzelle ist stromlos. Aus den stationären Temperaturdifferenzen können nun der Wärmestrom durch die Zelle und damit der Summenwiderstand R_{thGG} des anoden- und des kathodenseitigen Wärmewiderstandes berechnet werden. Aussagen über die Aufteilung beider Widerstände können mit dieser Methode nicht gewonnen werden.

Wesentlich aufwendiger ist die einseitige Wärmestromkompensationsmethode. Mit einem äußerlich ähnlichen Aufbau wie bei der Wärmedurchflußmethode wird hier die Zelle jedoch durch einen elektrischen Strom erwärmt. Die Heizung des einen Stempels wird nun so eingestellt, daß der Temperaturgradient in ihm null ist, d. h., daß der Wärmestrom nur zur anderen Seite abfließt. Aus den dann gemessenen Temperaturdifferenzen kann der thermische Widerstand der Zelle auf der gekühlten Seite berechnet werden. Bis zur Einstellung eines stationären Zustandes, der die o. g. Bedingungen erfüllt, vergeht einige Zeit, so daß diese Methode für Stückprüfungen nicht geeignet ist, zumal sie je Halbleiterbauelement zweimal durchzuführen ist.

Für Thyristoren der Baureihe T 2200 N 3600 ... 4400 liegen einige detaillierte Meßergebnisse vor (Tafel 3-1). Der Stichprobenumfang ist relativ klein und die daraus ableitbaren Aussagen entsprechend unsicher. Bild 3-5 zeigt die mit der einseitigen Wärmekompensationsmethode ermittelten Verteilungen der einzelnen thermischen Widerstände und Bild 3-6 die dazugehörige statistische Auswertung. Man kann davon ausgehen, daß die

		Meßwerte			berechnete Werte	
I	Nr.	$R_{thJC(A)}$	$R_{thJC(K)}$	R_{thGC}	R_{thJC}	ν_{JC}
1	179	11.6	13.2	24.8	6.17	1.14
2	200	11.6	16.9	28.6	6.88	1.46
3	408	11.9	14.0	25.9	6.43	1.18
4	409	12.6	15.5	28.2	6.95	1.23
5	410	11.5	13.9	25.5	6.29	1.21
6	411	11.2	12.8	24.0	5.97	1.14
7	412	10.8	13.6	24.5	6.02	1.26
8	413	11.5	12.1	23.5	5.90	1.05
9	467	10.9	12.3	23.2	5.78	1.13
Einheit		mK/W	mK/W	mK/W	mK/W	p.u.

Tafel 3-1: Mit der einseitigen Wärmestromkompensations- und mit der Wärmedurchflußmethode ermittelte thermische Widerstände von neun Thyristoren des Typs T 2200 N 3600 ... 4400

Wärmewiderstände normalverteilt sind und daß der anodenseitige thermische Widerstand unabhängig vom kathodenseitigen ist. Die aus den Zahlenwerten berechneten Konfidenzgrenzen der statistischen Parameter sind aber noch recht grob.

Zur Erhöhung der Genauigkeit kann man aber die im wesentlich größerer Menge vorliegenden Meßwerte aus der Wärmedurchflußmessung heranziehen. Zu diesem Zweck muß man einige Beziehungen zwischen den Widerständen ableiten.

3.1.4 Beziehungen zwischen den verschiedenen thermischen Parametern

3.1.4.1 Diskrete Beziehungen

Mit Gl. (31-3) wurde bereits der Zusammenhang zwischen den Einzelwiderständen und dem Widerstand der Parallelschaltung angegeben:

$$R_{thJG} = f(R_1, R_2) = \frac{R_1 \cdot R_2}{R_1 + R_2} .$$

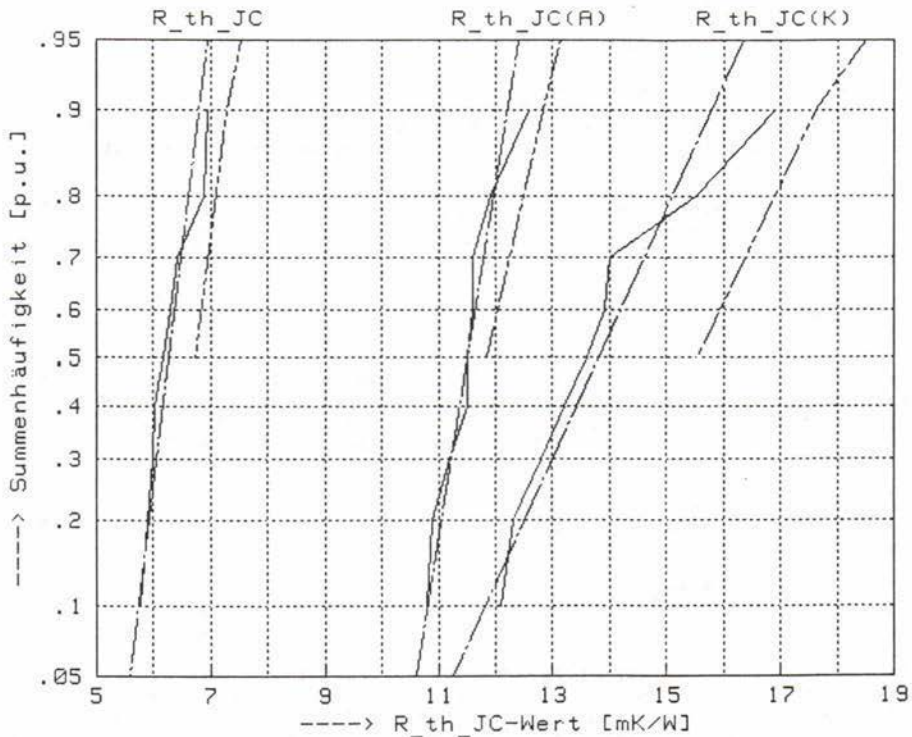
Für den Summenwiderstand gilt die einfache Beziehung

$$R_{thGG} = f(R_1, R_2) = R_1 + R_2 . \quad (31-6)$$

Thermische Eigenschaften von Thyristoren in Scheibenzellenbauweise

Stt_RT - Variante 06 - Kassetten 61/62 - 01. Dezember 1984 - 52

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)

R_{th_JC}-, R_{th_JC(A)}- und R_{th_JC(K)}-Verteilung von 9 Thyristoren:Bemerkung: Wahrscheinlichkeitsnetz der Normalverteilung

Zu der empirischen und der theoretischen Verteilung sind noch die einseitigen oberen Toleranzgrenzen mit der statistischen Sicherheit $\beta = 0.95$ eingezeichnet. Voraussetzung zur Berechnung ist das Vorliegen einer normalverteilten Grundgesamtheit.

Bild 3-5: Verteilung der mit der einseitigen Wärmestromkompensationsmethode ermittelten thermischen Widerstände der Thyristoren aus Tafel 3-1

Thermische Eigenschaften von Thyristoren in Scheibenzellenbauweise

Stt_RT - Variante 06 - Kassetten 61/62 - 01. Dezember 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)

Statistische Auswertung:

arithmetischer Mittelwert von R _{th_JC(A)}	x _{quer} =	11.511 mK/W
empirische Standardabweichung von R _{th_JC(A)}	s	= 0.540 mK/W
empir. Korrr.-Koeff.: R _{th_JC(A)} - R _{th_JC(K)}	r ^x	= 0.563

Minimalwert von R _{th_JC(A)}	x _{min} =	10.800 mK/W
Maximalwert von R _{th_JC(A)}	x _{max} =	12.600 mK/W
Spannweite von R _{th_JC(A)}	R	= 1.800 mK/W

Der Kolmogoroff-Test auf eine Normalverteilung mit den oben geschriebenen empirischen Parametern wurde mit einem Signifikanzniveau von $\alpha \geq 0.20$ Nicht abgelehnt. Die Testgröße ist $D_n = 0.212$ und der kritische Wert nach Lilliefors $K_{n,\alpha}$ ist $K = 0.223$. Der Umfang der Stichprobe ist $n = 9$.

arithmetischer Mittelwert von R _{th_JC(K)}	x _{quer} =	13.811 mK/W
empirische Standardabweichung von R _{th_JC(K)}	s	= 1.545 mK/W
empir. Korrr.-Koeff.: R _{th_JC} - R _{th_JC(A)}	r ^x	= 0.813

Minimalwert von R _{th_JC(K)}	x _{min} =	12.100 mK/W
Maximalwert von R _{th_JC(K)}	x _{max} =	16.900 mK/W
Spannweite von R _{th_JC(K)}	R	= 4.800 mK/W

Der Kolmogoroff-Test auf eine Normalverteilung mit den oben geschriebenen empirischen Parametern wurde mit einem Signifikanzniveau von $\alpha \geq 0.10$ Nicht abgelehnt. Die Testgröße ist $D_n = 0.229$ und der kritische Wert nach Lilliefors $K_{n,\alpha}$ ist $K = 0.249$. Der Umfang der Stichprobe ist $n = 9$.

arithmetischer Mittelwert von R _{th_JC}	x _{quer} =	6.266 mK/W
empirische Standardabweichung von R _{th_JC}	s	= 0.418 mK/W
empir. Korrr.-Koeff.: R _{th_JC} - R _{th_JC(K)}	r ^x	= 0.948

Minimalwert von R _{th_JC}	x _{min} =	5.779 mK/W
Maximalwert von R _{th_JC}	x _{max} =	6.950 mK/W
Spannweite von R _{th_JC}	R	= 1.171 mK/W

Der Kolmogoroff-Test auf eine Normalverteilung mit den oben geschriebenen empirischen Parametern wurde mit einem Signifikanzniveau von $\alpha \geq 0.20$ Nicht abgelehnt. Die Testgröße ist $D_n = 0.167$ und der kritische Wert nach Lilliefors $K_{n,\alpha}$ ist $K = 0.223$. Der Umfang der Stichprobe ist $n = 9$.

Einseitige obere Konfidenzgrenzen bei normalverteilter Grundgesamtheit:

statistische Sicherheit	ϵ	=	0.990
Konf.-Gr. des Erwartungswertes von R _{th_JC(A)}	μ_o	=	12.033 mK/W
Konf.-Gr. der Standardabweichung von R _{th_JC(A)}	σ_o	=	1.188 mK/W
Konf.-Gr. des Erwartungswertes von R _{th_JC(K)}	μ_o	=	15.304 mK/W
Konf.-Gr. der Standardabweichung von R _{th_JC(K)}	σ_o	=	3.401 mK/W
Konf.-Gr. des Erwartungswertes von R _{th_JC}	μ_o	=	6.671 mK/W
Konf.-Gr. der Standardabweichung von R _{th_JC}	σ_o	=	0.921 mK/W

Bild 3-6: Statistische Auswertung der Verteilungen von Bild 3-5
(Thyristoren aus Tafel 3-1)

Außerdem wird das Verhältnis zwischen dem kathoden- und dem anodenseitigen thermischen Widerstand benötigt, welches mit

$$v_{JG} = f(R_1, R_2) = \frac{R_2}{R_1} \quad (31-7)$$

berechnet wird. Zwischen dem Widerstand der Parallelschaltung und dem Summenwiderstand setzt man

$$R_{thJG} = g \cdot R_{thGG} \quad (31-8)$$

an, mit dem Faktor

$$g = f(v) = \frac{v}{(1+v)^2} \quad (31-9)$$

Der Faktor g hat ein Maximum bei $v = 1$ mit $g = 0,25$ und ist sonst immer kleiner (Bild 3-7).

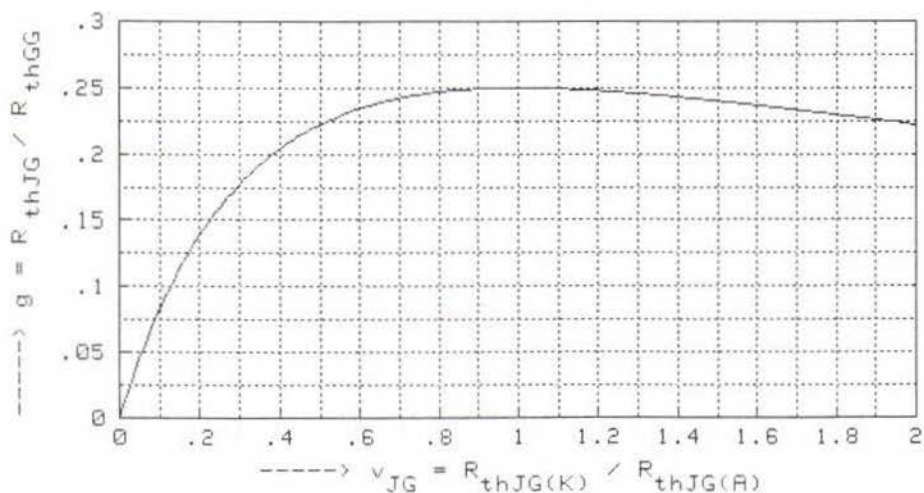


Bild 3-7: Verhältnis g zwischen dem Parallel- und dem Summenwiderstand

3.1.4.2 Beziehungen zwischen den Einzelwiderständen und dem Parallelwiderstand

Grundlage der folgenden Betrachtungen ist die Annahme normalverteilter und unabhängiger anoden- und kathoden-seitiger Wärmewiderstände mit den Erwartungswerten μ_1 und μ_2 sowie den Standardabweichungen σ_1 und σ_2 . Berechnet werden soll der Erwartungswert und die Varianz einer Funktion $f(R_1, R_2)$ der beiden Widerstände. Zu diesem Zweck entwickelt man die Funktion um die Erwartungswerte nach Taylor und erhält

$$f(R_1, R_2) = f(\mu_1 + h_1, \mu_2 + h_2) = f(\mu_1 + \mu_2) +$$

$$+ \sum_{i=1}^{\infty} \frac{1}{i!} \cdot \sum_{j=0}^i \binom{i}{j} \frac{\partial^i f(\mu_1, \mu_2)}{\partial^{i-j} R_1 \cdot \partial^j R_2} h_1^{i-j} \cdot h_2^j.$$

(31-10)

Zur Berechnung des Erwartungswertes müssen in die Gleichung die Erwartungswerte der einzelnen Glieder h_1 , h_2 , h_1^2 , $h_1 h_2$, h_2^2 usw. eingesetzt werden. Bei normalverteilten Zufallsvariablen sind diese aber leicht zu berechnen. Hier gilt nach [11, 12]

$$E(X - \mu)^{2k} = \frac{(2k)!}{2^k \cdot k!} \sigma^{2k}$$

$$= 1 \cdot 3 \cdot 5 \cdot \dots \cdot (2k-1) \sigma^{2k}; \quad k=1(1)\infty$$

(31-11)

$$E(X - \mu)^{2k+1} = 0 \quad ; \quad k=0(1)\infty.$$

Zusammen mit der Beziehung für unabhängige Zufallsvariable

$$E[(X - \mu_X)(Y - \mu_Y)] = E(X - \mu_X) \cdot E(Y - \mu_Y) \quad (31-12)$$

können die ersten Glieder der Reihenentwicklung angegeben werden

$$\begin{aligned}
E[f(R_1, R_2)] &= f(\mu_1, \mu_2) + \frac{1}{2} \left[\frac{\partial^2 f}{\partial R_1^2} \sigma_1^2 + \frac{\partial^2 f}{\partial R_2^2} \sigma_2^2 \right] \\
&+ \frac{1}{24} \left[3 \frac{\partial^4 f}{\partial R_1^4} \sigma_1^4 + 6 \frac{\partial^4 f}{\partial R_1^2 \partial R_2^2} \sigma_1^2 \sigma_2^2 + 3 \frac{\partial^4 f}{\partial R_2^4} \sigma_2^4 \right] \\
&+ \frac{1}{720} \left[\dots \right] + \dots, \quad (31-13)
\end{aligned}$$

wobei die partiellen Ableitungen, an den Erwartungswerten μ_1 und μ_2 zu berechnen sind.

Für den Erwartungswert der Parallelschaltung erhält man nach Bildung der partiellen Ableitungen der Gl. (31-3) den Ausdruck

$$\begin{aligned}
E(R_{\text{thJG}}) &= \frac{\mu_1 \cdot \mu_2}{\mu_1 + \mu_2} - \frac{(\mu_2 \cdot \sigma_1)^2 + \mu_1 \cdot \sigma_2^2}{(\mu_1 + \mu_2)^3} - \\
&- \frac{3 \mu_2^2 \cdot \sigma_1^4 + (\mu_1^2 - 4\mu_1\mu_2 + \mu_2^2) \cdot \sigma_1^2 \cdot \sigma_2^2 + 3\mu_1^2 \cdot \sigma_2^4}{(\mu_1 + \mu_2)^5} - \dots \quad (31-14)
\end{aligned}$$

Der sich ergebende Erwartungswert wird mit wachsender Streuung der Teilwiderstände immer kleiner (Bild 3-8).

Mit den Gleichungen für die Varianzen

$$V(aX+b) = a^2 \cdot V(X) \quad (31-15)$$

und

$$\begin{aligned}
V(a_0 + \sum_{i=1}^n a_i X_i) &= \sum_{i=1}^n a_i^2 V(X_i) + \\
&+ 2 \sum_{i < j} a_i a_j \text{Cov}(X_i, X_j) \quad (31-16)
\end{aligned}$$

erhält man für die Varianz der Funktion $f(R_1, R_2)$ allgemein

Fehlerrichtleitung nach Taylor zur Berechnung des thermischen Widerstandes
von Halbleiterbauelementen in Scheibenzellenbauweise

EVR_JC - Variante 02 - Kassetten 61/62 - 06. Dezember 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)

Berechnung des Zusammenhanges zwischen den Standardabweichungen
der Teilwiderstände $R_{th_JC(A)}$ und $R_{th_JC(K)}$ und dem Erwartungswert
des Gesamtwiderstandes R_{th_JC}

Erwartungswert von $R_{th_JC(A)}$	μ_A	=	11.369 mK/W
Erwartungswert von $R_{th_JC(K)}$	μ_K	=	13.641 mK/W
Näherungslösung für den Erwartungswert $R_{th_JC(A)} \parallel R_{th_JC(K)}$		=	6.201 mK/W

Parameter: Standardabweichung σ von $R_{th_JC(A)}$ [mK/W]

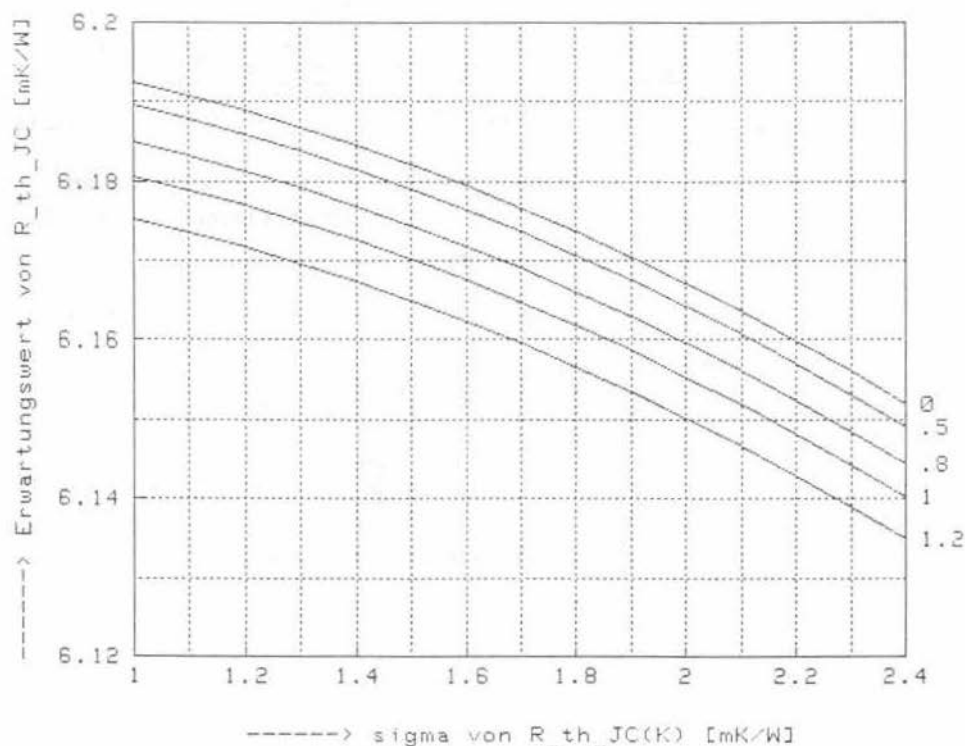


Bild 3-8: Erwartungswert der Parallelschaltung zweier mit Streuungen
behafteter normalverteilter, unabhängiger Widerstände

$$\begin{aligned}
V[f(R_1, R_2)] &= \left[\left(\frac{\partial f}{\partial R_1} \right)^2 \cdot V(R_1) + \left(\frac{\partial f}{\partial R_2} \right)^2 \cdot V(R_2) \right] + \\
&+ \frac{1}{4} \left\{ \left(\frac{\partial^2 f}{\partial R_1^2} \right)^2 \cdot V[(R_1 - \mu_1)^2] + 4 \left(\frac{\partial^2 f}{\partial R_1 \partial R_2} \right)^2 \cdot \right. \\
&\quad \cdot V[(R_1 - \mu_1)(R_2 - \mu_2)] + \\
&\quad \left. + \left(\frac{\partial^2 f}{\partial R_2^2} \right)^2 \cdot V[(R_2 - \mu_2)^2] \right\} + \dots \quad (31-17)
\end{aligned}$$

Bei dieser Gleichung ist bereits berücksichtigt, daß die Kovarianzen $\text{Cov}(X^2, X)$, $\text{Cov}(X^2, X \cdot Y)$ und $\text{Cov}(X, Y)$ bei normalverteilten, unabhängigen Variablen X und Y alle null sind. Zur Berechnung der Varianzen verwendet man die Gleichung

$$\begin{aligned}
V[(R_1 - \mu_1)^j \cdot (R_2 - \mu_2)^k] &= E[(R_1 - \mu_1)^{2j}] \cdot E[(R_2 - \mu_2)^{2k}] - \\
&- E^2[(R_1 - \mu_1)^j \cdot (R_2 - \mu_2)^k], \quad (31-18)
\end{aligned}$$

welche aus der Beziehung [11]

$$V(X) = E(X^2) - E^2(X) \quad (31-19)$$

und Gl. (3-12) hergeleitet ist. Für die Kovarianzen kann man aus

$$\text{Cov}(X, Y) = E(X \cdot Y) - E(X) \cdot E(Y) \quad (31-20)$$

die Gleichung

$$\begin{aligned}
&\text{Cov}[(R_1 - \mu_1)^i \cdot (R_2 - \mu_2)^j, (R_1 - \mu_1)^k \cdot (R_2 - \mu_2)^l] = \\
&= E[(R_1 - \mu_1)^{i+k}] \cdot E[(R_2 - \mu_2)^{j+l}] - \\
&- E[(R_1 - \mu_1)^i] \cdot E[(R_1 - \mu_1)^k] \cdot \\
&\cdot E[(R_2 - \mu_2)^j] \cdot E[(R_2 - \mu_2)^l] \quad (31-21)
\end{aligned}$$

ableiten.

Das erste Glied der Reihe (31-17) entspricht dem bekannten Fehlerfortpflanzungsgesetz für unabhängige Variable [11]. Speziell für Gl. (31-3) erhält man hier

$$\sigma(R_{\text{thJG}}) = \sqrt{V(R_{\text{thJG}})} \approx \frac{\sqrt{(\mu_2^2 \sigma_1)^2 + (\mu_1^2 \sigma_2)^2}}{(\mu_1 + \mu_2)^2}. \quad (31-22)$$

Bild 3-9 zeigt mit der Gl. (31-17) berechnete Werte für ein Beispiel.

Auf Konsistenz- und Konvergenzbeweise für die Gleichungen (31-14) und (31-17) sei hier verzichtet. Notwendige Bedingungen für die Konvergenz der Reihenentwicklung sind $\sigma_1 < \mu_1$ und $\sigma_2 < \mu_2$.

3.1.4.3 Beziehungen zwischen dem Summenwiderstand und dem Parallelwiderstand

Die für beliebige Funktionen $f = f(R_1, R_2)$ abgeleiteten Gln. (31-13) und (31-17) gestatten es, auch die Erwartungswerte und die Streuungen von v_{JG} und von R_{thGG} auszurechnen.

Für den Summenwiderstand gilt exakt

$$E(R_{\text{thGG}}) = \mu_1 + \mu_2 \quad (31-23)$$

$$\sigma(R_{\text{thGG}}) = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2}. \quad (31-24)$$

Bricht man die Reihenentwicklung nach dem ersten Glied ab, dann erhält man für v_{JG}

$$E(v_{\text{JG}}) \approx \frac{\mu_2}{\mu_1} \cdot \left(1 + \frac{\sigma_1^2}{\mu_1^2}\right) \quad (31-25)$$

und

$$\sigma(v_{\text{JG}}) \approx \frac{1}{\mu_1} \sqrt{\sigma_2^2 + \left(\frac{\mu_2}{\mu_1} \cdot \sigma_1\right)^2}. \quad (31-26)$$

Reihenentwicklung nach Taylor zur Berechnung des thermischen Widerstandes
von Halbleiterbauelementen in Scheibenzellenbauweise

EVR_JC - Variante 02 - Kassetten 61/62 - 06. Dezember 1984 - 62

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)

Berechnung des Zusammenhanges zwischen den Standardabweichungen
der Teilwiderstände $R_{th_JC(A)}$ und $R_{th_JC(K)}$ und der Standardabweichung
des Gesamtwiderstandes R_{th_JC}

Erwartungswert von $R_{th_JC(A)}$	μ_A	=	11.369 mK/W
Erwartungswert von $R_{th_JC(K)}$	μ_K	=	13.641 mK/W
Näherungslösung für den Erwartungswert $R_{th_JC(A)} \parallel R_{th_JC(K)}$		=	6.201 mK/W

Parameter: Standardabweichung σ von $R_{th_JC(A)}$ [mK/W]

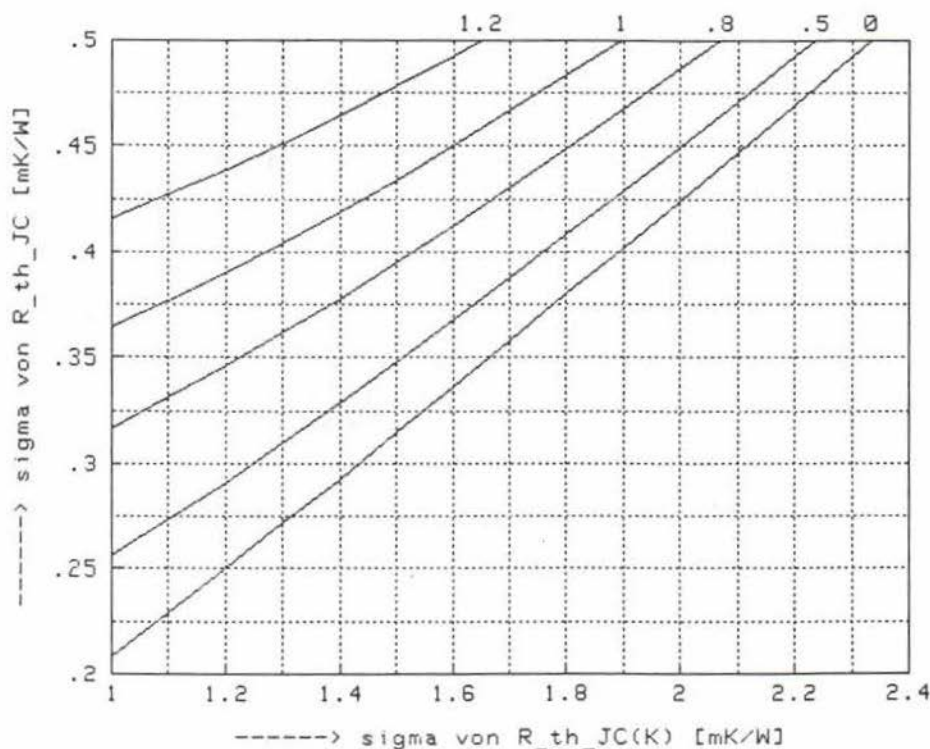


Bild 3-9: Standardabweichung der Parallelschaltung zweier mit Streuungen
behafteter normalverteilter, unabhängiger Widerstände

Mit Hilfe der Gleichung

$$\rho_{X,Y} = \frac{\text{Cov}(X,Y)}{\sqrt{V(X) \cdot V(Y)}} \quad (31-27)$$

lassen sich auch die Korrelationskoeffizienten zwischen den Größen bestimmen. Bild 3-10 zeigt mit der Reihenentwicklung berechnete Zahlenwerte für ein Beispiel. Hier finden die nach Bild 3-11 empirisch ermittelten Korrelationskoeffizienten ihre theoretische Bestätigung. Gelingt es jetzt, die empirisch gefundene Regressionsfunktion aus den Ausgangsdaten μ_1 , σ_1 und μ_2 , σ_2 theoretisch zu bestimmen, dann kann der Erwartungswert für v_{JG} auf R_{thGG} in Gl. (31-9) eingesetzt werden und so eine geeignete Beziehung zwischen R_{thGG} und R_{thJG} aufgestellt werden. Für die Schätzung von v_{JG} auf R_{thGG} setzt man

$$v_{JG} = \alpha + \beta \cdot R_{thGG} \quad (31-28)$$

an und berechnet α und β nach [11] mit

$$\beta = \frac{\text{Cov}(v_{JG}, R_{thGG})}{V(R_{thGG})} = \rho(v_{JG}, R_{thGG}) \sqrt{\frac{V(v_{JG})}{V(R_{thGG})}} \quad (31-29)$$

$$\alpha = E(v) - \beta \cdot E(R_{thGG}). \quad (31-30)$$

Bild 3-10 zeigt den so ermittelten Zusammenhang zwischen dem Summen- und dem Parallelwiderstand, der durch Einsetzen der mit Gl. (31-28) errechneten Werte für v_{JG} in Gl. (31-9) entsteht. Zur Illustration sind in das Bild dreihundert mit der Monte-Carlo-Methode simulierte Beispiele eingetragen.

Berechnung von statistischen Parametern des thermischen Widerstandes
von Halbleiterbauelementen in Scheibenzellenbauweise

T_V-CC - Variante 03 - Kassetten 63/64 - 06. Dezember 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken AG)

Erwartungswert	von $R_{th_JC(A)}$	μ_A	= 11,369 mK/W
Standardabweichung	von $R_{th_JC(A)}$	σ_A	= 0,425 mK/W
Erwartungswert	von $R_{th_JC(K)}$	μ_K	= 13,641 mK/W
Standardabweichung	von $R_{th_JC(K)}$	σ_K	= 1,244 mK/W
Erwartungswert	von R_{th_CC}	μ_{CC}	= 25,010 mK/W
Standardabweichung	von R_{th_CC}	σ_{CC}	= 1,318 mK/W
Erwartungswert	von R_{th_JC}	μ_{JC}	= 6,186 mK/W
Standardabweichung	von R_{th_JC}	σ_{JC}	= 0,290 mK/W
Erwartungswert	von $v_{JC} = R_{th_JC(K)}/R_{th_JC(A)}$	μ_{v_JC}	= 1,202
Standardabweichung	von $v_{JC} = R_{th_JC(K)}/R_{th_JC(A)}$	σ_{v_JC}	= 0,119
Korrelationskoeffizient	R_{th_JC} und v_{JC}	ρ_{JC_v}	= 0,648
Korrelationskoeffizient	R_{th_JC} und R_{th_CC}	ρ_{JC_CC}	= 0,989
Korrelationskoeffizient	R_{th_CC} und v_{JC}	ρ_{CC_v}	= 0,741

Darstellung des Zusammenhanges zwischen dem gemessenen Summewiderstand R_{th_CC} der Teilwiderstände $R_{th_JC(A)}$ und $R_{th_JC(K)}$ und dem Erwartungswert des Gesamtwiderstandes R_{th_JC} mit 300 simulierten Beispielen

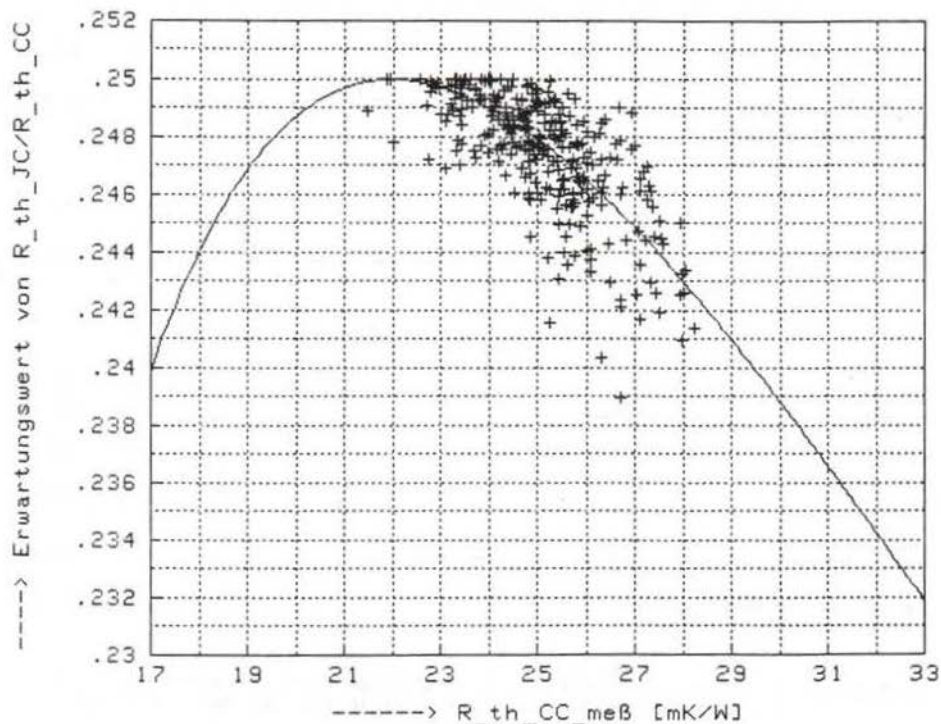
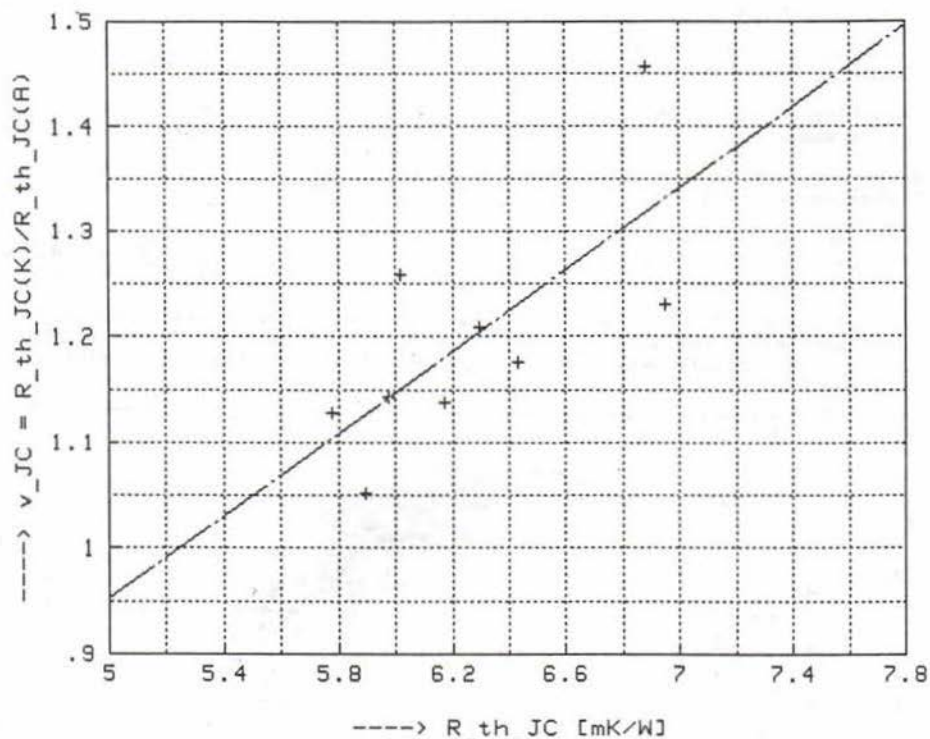


Bild 2-10: Statistische Zusammenhänge bei normalverteilten, unabhängigen thermischen Widerständen der Anoden- und Kathodenseite

Thermische Eigenschaften von Thyristoren in Scheibenzellenbauweise

Stt_RT - Variante 06 - Kassetten 61/62 - 01. Dezember 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)

 $v_{JC} = R_{th_JC}(K)/R_{th_JC}(A) - R_{th_JC}$ - Spektrum von 9 Thyristoren:

arithmetischer Mittelwert
empirische Standardabweichung

$x_{\text{quer}} = 1.199$
 $s = 114.636 \cdot 10^{-3}$

Minimalwert
Maximalwert
Spannweite

$x_{\text{min}} = 1.052$
 $x_{\text{max}} = 1.457$
 $R = 0.405$

empirischer Korrelationskoeffizient zu R_{th_JC}
empirischer Korrelationskoeffizient zu R_{th_CC}

$r^x = 0.737$
 $r^x = 0.813$

Faktor der Regressionsfunktion
Faktor der Regressionsfunktion

$a = -16.280 \cdot 10^{-3}$
 $b = 193.972 \text{ W/K}$

Bild 3-11: v_{JC} - R_{th_JC} -Spektrum mit eingezeichneter linearer Regressionsfunktion der Art $v = a + b \cdot R_{th_JC}$ mit den Daten aus Tafel 3-1

3.1.4.4 Auswertung der Messungen des Summenwiderstandes

Verwendet man den Faktor $g = 0,25$ als festen Wert für die Umrechnung des gemessenen Summenwiderstandes in den interessierenden Parallelwiderstand, liegt man immer auf der sicheren Seite, d. h., der so ermittelte Wert ist immer größer oder gleich dem wahren Wert. Um aber die Gleichungen des vorliegenden Abschnittes anwenden zu können, sind a-priori-Informationen über die Erwartungswerte und die Streuungen der Teilwiderstände erforderlich. Durch proportionale Umrechnung der ausgewerteten Zahlen aus Tafel 3-1 (Bild 3-6) erhält man mit Hilfe der Gleichungen (31-23, 24) die Näherungsbeziehungen

$$\mu_1 \approx \frac{\bar{x}_1}{\bar{x}_1 + \bar{x}_2} \cdot \bar{x}_{CC} \quad (31-31)$$

$$\mu_2 \approx \frac{\bar{x}_2}{\bar{x}_1 + \bar{x}_2} \cdot \bar{x}_{CC} \quad (31-32)$$

$$\sigma_1 \approx \sqrt{\frac{s_1^2}{s_1^2 + s_2^2}} s_{CC} \quad (31-33)$$

$$\sigma_2 \approx \sqrt{\frac{s_2^2}{s_1^2 + s_2^2}} s_{CC} \quad (31-34)$$

wobei \bar{x}_1 , \bar{x}_2 , \bar{x}_{CC} die arithmetischen Mittelwerte der Einzelmessungen und s_1 , s_2 und s_{CC} die empirisch ermittelten Standardabweichungen sind.

Tafel 3-2 zeigt die Daten von 112 ausgemessenen Thyristoren und Bild 3-12 die daraus gewonnene Verteilungsfunktion des thermischen Widerstandes. Die Lilliefors-Modifikation des Kolmogoroff-Anpassungstestes und der χ^2 -Anpassungstest auf eine Normalverteilung mit dem in Bild 3-12 angegebenen empirischen Parametern werden auf einem Signifikanzniveau von $\alpha = 1\%$ abgelehnt. Die

Thermische Eigenschaften von Halbleiterbauelementen in Scheibenzellenbauweise

stt_Rw - Variante 02 - Kassetten 63/64 - 03. Dezember 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)

I	Nr.	R_th_CC [mK/W]	I	Nr.	R_th_CC [mK/W]	I	Nr.	R_th_CC [mK/W]
1	849	26.0	39	1099	25.6	76	1358	25.6
2	900	23.6	40	1104	25.2	77	1363	25.6
3	906	25.2	41	1109	25.2	78	1368	25.6
4	912	24.4	42	1114	24.8	79	1373	25.6
5	918	24.4	43	1119	25.6	80	1378	28.0
6	924	24.4	44	1124	28.0	81	1380	24.0
7	930	24.4	45	1129	25.2	82	1385	26.0
8	935	25.2	46	1132	28.0	83	1390	24.0
9	942	26.0	47	1137	27.6	84	1395	24.8
10	947	25.2	48	1147	28.0	85	1400	23.6
11	952	24.4	49	1152	26.4	86	1405	24.8
12	958	23.2	50	1157	27.6	87	1410	25.2
13	964	23.6	51	1163	26.0	88	1415	26.4
14	969	25.2	52	1168	25.2	89	1420	25.2
15	974	26.0	53	1173	28.0	90	1425	25.2
16	979	26.0	54	1178	27.2	91	1430	25.2
17	986	24.4	55	1183	27.6	92	1435	26.4
18	992	24.4	56	1188	26.8	93	1436	24.4
19	1000	23.6	57	1266	25.6	94	1441	24.8
20	1001	24.4	58	1271	23.6	95	1446	22.4
21	1005	27.2	59	1276	24.8	96	1451	23.6
22	1015	25.2	60	1281	25.2	97	1455	23.6
23	1021	25.2	61	1286	24.4	98	1460	23.6
24	1024	23.6	62	1291	24.4	99	1465	25.6
25	1029	23.6	63	1296	24.4	100	1470	24.4
26	1034	24.4	64	1301	23.2	101	1475	22.8
27	1039	24.8	65	1307	26.0	102	1480	24.8
28	1044	23.6	66	1312	24.8	103	1485	23.6
29	1049	24.8	67	1317	25.6	104	1490	24.8
30	1054	27.2	68	1322	24.8	105	1495	24.4
31	1059	22.4	69	1327	23.6	106	1500	24.4
32	1064	24.4	70	1332	25.6	107	1505	23.6
33	1069	23.2	71	1337	24.4	108	1510	22.8
34	1074	24.4	72	1342	23.6	109	1514	23.6
35	1079	24.8	73	1347	24.8	110	1519	25.6
36	1084	26.0	74	1352	24.4	111	1524	23.2
37	1089	28.0	75	1357	26.0	112	1529	23.6
38	1094	26.4						

Statistische Auswertung:

arithmetischer Mittelwert	von R_th_CC	x_quer	=	25.011 mK/W
empirische Standardabweichung	von R_th_CC	s	=	1.317 mK/W
Minimalwert	von R_th_CC	x_min	=	22.400 mK/W
Maximalwert	von R_th_CC	x_max	=	28.000 mK/W
Spannweite	von R_th_CC	R	=	5.600 mK/W

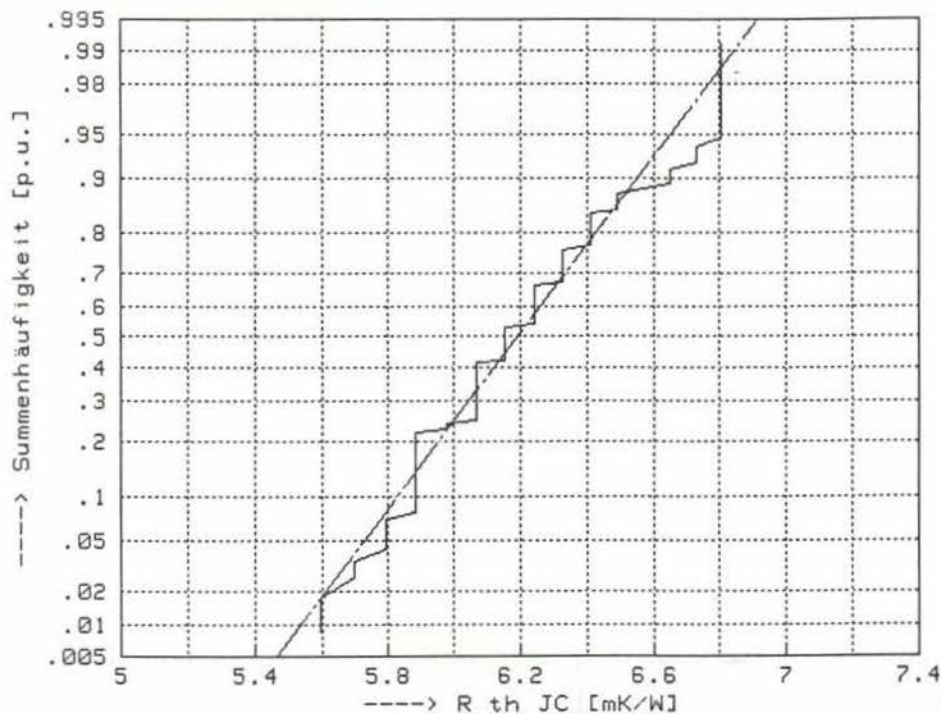
Tafel 3-2: Mit der Wärmedurchflußmethode ermittelte Summenwiderstände von 112 Thyristoren des Typs T 2200 N 3600 ... 4400

Thermische Eigenschaften von Halbleiterbauelementen in Scheibenzellenbauweise

stt_Rw - Variante 02 - Kassetten 63/64 - 03. Dezember 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)

R_th_JC - Verteilung von 112 Thyristoren:

Bemerkung: Wahrscheinlichkeitsnetz der NormalverteilungStatistische Auswertung:

arithmetischer Mittelwert	von R _{th_JC}	x _{quer}	=	6.192 mK/W
empirische Standardabweichung	von R _{th_JC}	s _{quer}	=	0.281 mK/W
Minimalwert	von R _{th_JC}	x _{min}	=	5.599 mK/W
Maximalwert	von R _{th_JC}	x _{max}	=	6.804 mK/W
Spannweite	von R _{th_JC}	R	=	1.205 mK/W

Einseitige obere Konfidenzgrenzen:

statistische Sicherheit		σ	=	0.998
Konfidenzgrenze des Erwartungswertes	von R _{th_JC}	μ _o	=	6.254 mK/W

Bild 3-12: Mit Hilfe von Bild 3-10 aus den Summenwiderständen errechnete Werte des Parallelwiderstandes von 112 Thyristoren

Ursache dafür sind vermutlich in mehreren vorgenommenen Technologieveränderungen des Herstellers zu suchen, so daß die Thyristoren nicht aus einer Grundgesamtheit stammen. Für die weiteren Rechnungen kann man aber die so gewonnenen Daten als repräsentativ annehmen.

3.1.5 Berechnung der thermischen Widerstände

In [9] ist ein Verfahren zur Durchführung einer Punktschätzung des thermischen Widerstandes von Halbleiterbauelementen in Scheibenzellenbauweise angegeben. Es wird im folgenden kurz skizziert und um eine Möglichkeit zur Berücksichtigung der Wärmestromausbreitung erweitert.

3.1.5.1 Thermische Widerstände des Materials

Der thermische Widerstand eines homogenen, isotropen Körpers mit konstantem Querschnitt ist bekanntlich

$$R_V = \frac{d}{\lambda \cdot A} \quad (31-35)$$

Er läßt sich aus den gegebenen Abmessungen der Scheiben und den Werten der Wärmeleitfähigkeit aus Tafel 3-3 leicht bestimmen.

Material	Kurzzeichen	ρ	c_p	λ	ϵ_B
Silizium	Si	2 330	800	84.0	700
Nickel	Ni	8 900	460	92.0	330
Kupfer	Cu	8 930	383	392	220
Molybdän	Mo	10 200	260	159	700
Rhodium	Rh	12 400	247	88.0	240
Silber	Ag	10 500	235	423	130
Wolfram	W	19 300	140	197	400
Gold	Au	19 290	133	310	120
Silumin	Si-Al	2 330	800	84.0	-
Einheit		kg/m ³	J/(kg*K)	W/(m*K)	N/mm ²

Tafel 3-3: Materialkenngrößen von in Halbleiterbauelementen eingesetzten Stoffen (aus [9,13-15])

3.1.5.2 Thermische Widerstände der Übergänge (Kontaktwiderstände)

Die Wärme wird in den hier betrachteten Fällen in erster Linie durch die Stellen des echten Kontaktes der sich gegenüberliegenden Rauigkeitsspitzen und durch die Wärmeleitung im Spaltraum der sich nicht direkt berührenden Rauigkeitsspitzen übertragen. Der Gesamtwiderstand des Kontaktes setzt sich dann aus der Parallelschaltung des Engwiderstandes (Bezeichnung nach [60]) und dem Wärmewiderstand des Spaltraumes zusammen. Der sogenannte Hautwiderstand, der von Fremdschichten an der Oberfläche des Kontaktes hervorgerufen wird, kann bei den hier verwendeten Edelmetallen im Zusammenhang mit den großen Kontaktkräften vernachlässigt werden.

Nach Shlykov und Ganin [61] hat sich folgender Näherungsausdruck für die echte Kontaktfläche

$$A_K = \frac{F}{C \cdot \sigma_B} \quad (31-36)$$

mit der Normierungskonstanten C, die für kaltverformtes Material 5 und sonst 3 ist, bewährt. Hier wird immer mit $C = 3$ gerechnet.

Man kann nun annehmen, daß die echte Kontaktfläche A_K aus z einzelnen kreisförmigen Mikroberührungsstellen mit der mittleren Fläche $\pi \cdot \bar{r}_R^2$ besteht. Diese mittlere Fläche bleibt nach gesicherten Erkenntnissen auch mit steigender Kraft konstant; die Zahl der Mikroberührungspunkte nimmt proportional der Kraft zu. Der mittlere Radius \bar{r}_R ist unabhängig vom Material etwa $30 \mu\text{m}$ groß (nach [62]). Für den Wärmewiderstand R_R einer kreisförmigen Mikro-Kontaktstelle mit dem Radius r_R gilt nach Holm [60]:

$$R_R = \frac{1}{2 \cdot \bar{r}_R \cdot \bar{\lambda}_R} \quad (31-37)$$

Für die mittlere Wärmeleitfähigkeit wird bei unterschiedlichen Kontaktmaterialien

$$\bar{\lambda}_R = \frac{2 \cdot \lambda_1 \cdot \lambda_2}{\lambda_1 + \lambda_2} \quad (31-38)$$

eingesetzt. Unter den bei Halbleiterbauelementen geltenden Bedingungen kann man die einzelnen Mikro-Kontaktstellen als unabhängig voneinander annehmen, so daß man für den Engewiderstand folgende Gleichung erhält:

$$R_E = \frac{1}{z \cdot 2 \cdot \bar{r}_R \cdot \bar{\lambda}_R} \quad (31-39)$$

Mit dem Ausdruck für z

$$z = \frac{A_K}{\pi \cdot \bar{r}_R^2} \quad (31-40)$$

ergibt sich für den Engewiderstand

$$R_E = \frac{\pi \cdot C \cdot \sigma_B \cdot \bar{r}_R}{2 \cdot F \cdot \bar{\lambda}_R} \quad (31-41)$$

Bei "gut ebenen" Flächen ist die Spaltdicke δ des Kontaktes unabhängig von der auf sie wirkenden Kraft. Die Spaltdicke ist nur von der Oberflächenbearbeitung der Materialien abhängig. Für den Spaltraum-Widerstand ergibt sich dann

$$R_S = \frac{\bar{\delta}}{\lambda_S \cdot A_S} \quad (31-42)$$

Dabei ist A_S die Größe der sich gegenüberstehenden und nicht berührenden Fläche. Da die echte Kontaktfläche A_K nach Gl. (31-36) wesentlich kleiner als die Fläche A_S ist, kann für A_S mit guter Näherung die Gesamtfläche des Kontaktes A ($A = A_S + A_K$) eingesetzt werden. Tafel 3-4 enthält die Wärmeleitfähigkeit von typischen Spaltfüllmaterialien.

Material	λ_S
Stickstoff	0,028
Luft	0,028
Kontaktschutzfett P 1 (Fa. Karl Pfisterer)	0,15
Einheit	W/(m·K)

Tafel 3-4: Wärmeleitfähigkeit von typischen Spaltfüllmaterialien bei 50 °C und 1 bar
(aus [14] und nach Angaben der Fa. Pfisterer)

Sind unterschiedliche Kontaktmaterialien bzw. Oberflächenbearbeitungen vorhanden, so gilt für $\bar{\delta}$

$$\bar{\delta} = \frac{\delta_1 + \delta_2}{2} \quad . \quad (31-43)$$

Die Spaltdicke $\bar{\delta}$ kann bei der bei der Halbleiterbauelementeproduktion üblichen Fertigungsqualität mit $\bar{\delta} = 2 \mu\text{m}$ angesetzt werden.

Der gesamte Kontaktwiderstand ergibt sich jetzt aus der Parallelschaltung von R_S mit R_E zu

$$\frac{1}{R_K} = \frac{2 \cdot F \cdot \bar{\lambda}_R}{\pi \cdot c \cdot \sigma_B \cdot \bar{r}_R} + \frac{\lambda_S \cdot A}{\bar{\delta}} \quad . \quad (31-44)$$

Mit dieser Gleichung gewinnt man einen brauchbaren Anhalt für die Größe der Kontaktwiderstände.

3.1.5.3 Erhöhung des thermischen Widerstandes durch Einschnürung des Wärmestromes

Halbleiterbauelemente in Scheibenzellenbauweise bestehen im Inneren aus mehreren übereinanderliegenden Scheiben teilweise unterschiedlichen Durchmessers. Der Wärmewiderstand der gesamten Zelle kann nun nicht einfach durch Addition der Wärmewiderstände der einzelnen Scheiben mit den Kontaktwiderständen bestimmt werden. Stoßen zwei Scheiben unterschiedlichen Durchmessers aufeinander, so muß noch die allmähliche Ausbreitung des Wärmestromes in der größeren Scheibe berücksichtigt werden. Auch in der kleineren Scheibe tritt eine Erhöhung der Wärmestromdichte am äußeren Rand auf. Dieser Einfluß wird im folgenden vernachlässigt, da durch den Übergangswiderstand (Kontaktwiderstand) zwischen beiden Scheiben eine Vergleichmäßigung der Wärmeflußdichte an der Kontaktfläche auftritt. Allzu genaue Betrachtungen erübrigen sich auch, da die Exemplarstreuungen sowieso recht groß sind.

Für die zu berechnende Anordnung (Bild 3-13) muß die Laplace'sche Differentialgleichung $\Delta T = 0$ gelöst werden. Die gewählten Randbedingungen sind in Bild 3-14 dargestellt. Der Rand III soll eine feste Temperatur $T = 0$ haben (Randbedingung erster Art).

Die radiale Wärmeströmung über den Rand II hinaus wird vernachlässigt, d. h. der Rand II sei adiabat. Demzufolge ist die Normalkomponente der Wärmeströmung am Rand gleich Null.

Der Rand I, die "Wärmestromeinführung", wird auf unterschiedliche Weise behandelt. Einmal wird das Potentialfeld, und daraus der thermische Widerstand der Anordnung, bei vorgegebenem festen Potential am Rand I ($T = 1$) berechnet (Bild 3-15).

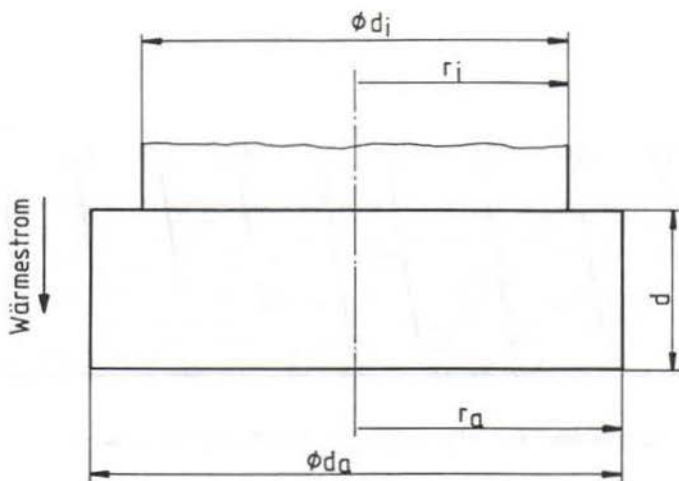


Bild 3-13: Darstellung der zu berechnenden Anordnung

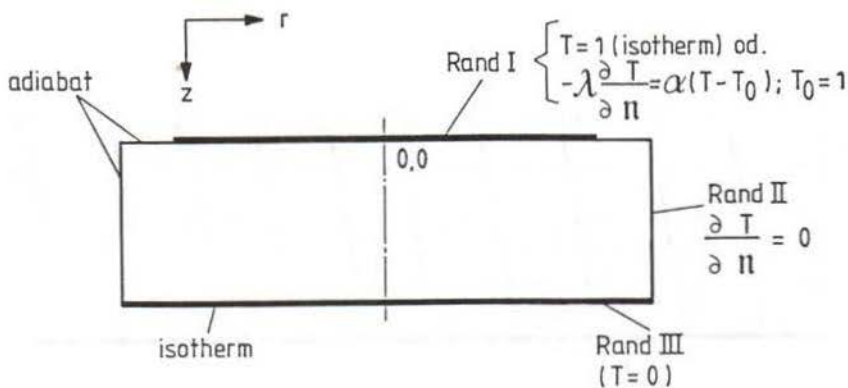


Bild 3-14: Randbedingungen

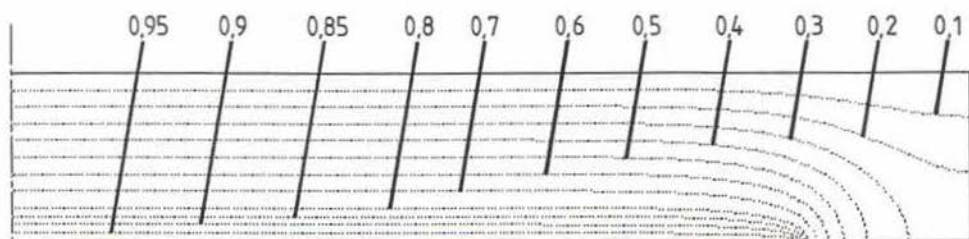


Bild 3-15: Isothermen für $d^x = 3/17$, $r_i^x = 14/17$ und $\alpha^x \rightarrow \infty$.

Als Ergebnis treten aber in der Nähe von $r = r_i$ sehr hohe Wärmestromdichten auf, die auf einen größeren zusätzlichen Temperaturabfall im speisenden Zylinder schließen lassen. Berücksichtigt man zusätzlich den Kontaktwiderstand zwischen den beiden Scheiben, so wird die Wärmestromdichte "begradigt" (Bild 3-16).

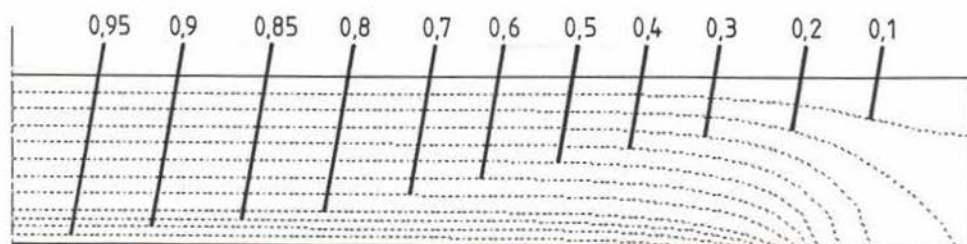


Bild 3-16: Isothermen für $d^x = 3/17$, $r_i^x = 14/17$ und $\alpha^x = 30$ bezogen auf den Punkt $r = z = 0$

Die Aufgabe wurde im interessierenden Bereich mit Hilfe eines Differenzenverfahrens und Lösung des linearen Gleichungssystems nach Gauß-Seidel [16] für viele Beispiele gelöst.

Um allgemeingültige Ergebnisse zu erhalten, wurden die Größen r_i , d , r_a , α und λ so aufeinander bezogen, daß mit einer Rechnung alle ähnlichen Felder erfaßt wurden.

Bekannt sein müssen die auf den Radius der Scheibe bezogene Dicke

$$d^* = \frac{d}{r_a} \quad (31-45)$$

das Radienverhältnis der aufeinanderstoßenden Scheiben

$$r_i^* = \frac{r_i}{r_a} \quad (31-46)$$

und der bezogene Widerstandsbelag (Kontaktwiderstand)

$$\alpha^* = \frac{\alpha \cdot r_a}{\lambda} = \frac{r_a}{R_K \cdot A \cdot \lambda} \quad (31-47)$$

Ausgedrückt wird die Erhöhung des thermischen Widerstandes durch eine scheinbare Vergrößerung der Dicke der Scheibe um δ , und damit gilt für die Erhöhung

$$R_W = \frac{\delta}{\lambda \cdot A} \quad (31-48)$$

Bild 3-17 zeigt die berechneten Lösungen $\delta^* = \frac{\delta}{r_a}$ für $\alpha^* = 50$. Der Einfluß von α^* auf die Ergebnisse^a ist nicht sehr groß, so daß Bild 3-17 recht typisch ist.

Die Wärmestromeinschnürung durch die in den Scheiben vorhandenen Spalten und Bohrungen wird nicht weiter berücksichtigt, da die Flächenänderungen relativ klein sind und allgemeine Berechnungen nur sehr aufwendig durchführbar wären.

Berechnung der Vergrößerung des thermischen Widerstandes von Zylindern, ausgedrückt durch die scheinbare Verlängerung δ^x , bei axialer Einspeisung des Wärmestromes durch einen Zylinder mit kleinerem Radius

WZeich - Kassetten 45/46 - Variante 01 - 01. August 1983 - Sz

Räumliche graphische Darstellung von $\delta^x = \delta/r_a$ in Abhängigkeit von $r_i^x = r_i/r_a$ und von $d^x = d/r_a$ bei $\alpha^x = (\alpha \cdot r_a/\lambda) = 50$:

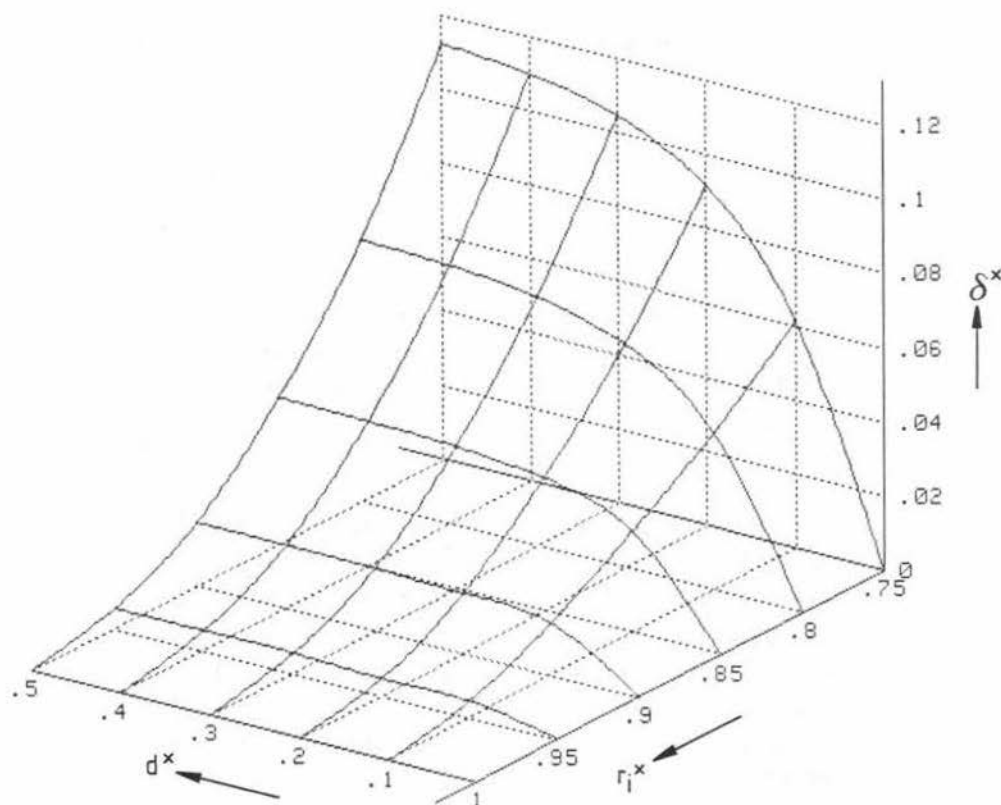


Bild 3-17: Einfluß der Wärmestromeinschnürung auf den thermischen Widerstand

3.1.5.4 Berechnung für den Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400

Tafel 3-5 zeigt die Abmessungen der einzelnen Teile des Thyristors, Tafel 3-6 die berechneten Material- und Tafel 3-7 die berechneten Kontaktwiderstände. Die angegebenen Zahlenwerte werden durch einfache Nachrechnung aber nicht immer erreicht, da teilweise hier nicht weiter erwähnte Unregelmäßigkeiten im Aufbau, wie z. B. Schlitze in den Scheiben, in die Ergebnisse eingeflossen sind.

Aus den Tafeln ergibt sich ein Summenwiderstand $R_{thCC} = 25,1 \frac{mK}{W}$. Bei einer Aufteilung des Siliziumkristalls in einem Widerstand von $1,018 \frac{mK}{W}$ für die Kathoden- und von $0,781 \frac{mK}{W}$ für die Anodenseite (der Materialwiderstand wird halbiert, und der Einschnürungswiderstand wird der Kathodenseite zugeschlagen) sind die thermischen Widerstände $R_{thJC(A)} = 10,967 \frac{mK}{W}$ und $R_{thJC(K)} = 14,131 \frac{mK}{W}$. Die Parallelschaltung hat den Wert von $R_{thJC} = 6,175 \frac{mK}{W}$. Vergleicht man diese Werte mit dem Bild 3-5, so ergibt sich eine befriedigende Genauigkeit für die Punktschätzung der thermischen Widerstände.

#	Bezeichnung	Mat.	Abmessungen [mm]	Oberfläche
1	Kathoden-Scheibe	SE-Cu	∅100 x 11.0	außen: Ni, innen: Cu
2	Kathoden-Druckscheibe	SE-Cu	∅ 86 x ∅ 8 x 4.0	Ag
3	Kathoden-Mo-Scheibe	Mo	∅ 86 x ∅16 x 0.30	Au
4	Kathoden-Cu-Scheibe	SE-Cu	∅ 86 x ∅16 x 0.30	Ag und Rh
5	Silizium-Tablette	Si	∅ 98 x 0.89	ohne { verb. über
6	W-Trägerscheibe	W	∅ 98 x 7.0	ohne { 30 µm Si-Al
7	Anoden-Cu-Scheibe	SE-Cu	∅ 94 x 0.30	Ag
8	Anoden-Scheibe	SE-Cu	∅100 x 11.0	außen: Ni, innen: Cu

Tafel 3-5: Aufbau des Thyristors T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)

#	Bemkg	A	R _V	r _i ^x	d ^x	α ^x	δ ^x	δ	R _W	R _{th}
1		7854	3.573	0.86	0.22	36	0.033	1.65	0.536	4.109
2	oben	5757								
2	unten	5711	1.779							1.779
3		5605	0.337							0.377
4		5478	0.140							0.140
5	oben	5809								
5	unten	7543	1.562	0.93	0.02	27	0.003	0.14	0.237	1.799
5-6		7543	0.047							0.047
6		7543	4.711	0.96	0.14	40	0.004	0.20	0.132	4.843
7		6940	0.110							0.110
8		7854	3.573	0.94	0.22	30	0.007	0.35	0.114	3.687
Einheit		mm ²	mK/W	-	-	-	-	mm	mK/W	mK/W

Tafel 3-6: Berechnete Material- und Einschnürungswiderstände für den Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400

#	Kontakt	σ _B	λ _R	R _E	z	λ _S	A	R _S	R _K	α
0-1	Ni-Ni	330	92	7.244	2.0	0.150	7854	1.698	1.375	92.6
1-2	Cu-Ag	130	407	0.645	2.0	0.028	5757	12.41	0.613	283.0
2-3	Ag-Au	120	358	0.677	2.0	0.028	5563	12.84	0.643	279.0
3-4	Au-Rh	120	137	1.768	2.0	0.028	5478	13.04	1.557	117.0
4-5	Rh-Si	240	86	5.636	2.0	0.028	5478	13.04	3.935	46.4
6-7	W-Ag	130	269	0.977	2.0	0.028	6940	10.29	0.892	162.0
7-8	Ag-Cu	130	407	0.645	2.0	0.028	6940	10.29	0.607	237.0
8-0	Ni-Ni	330	92	7.244	2.0	0.150	7854	1.698	1.375	92.6
Einheit		$\frac{N}{mm^2}$	$\frac{W}{m^*K}$	$\frac{mK}{W}$	μm	$\frac{W}{m^*K}$	mm ²	$\frac{mK}{W}$	$\frac{mK}{W}$	$\frac{kW}{m^2 \cdot K}$

Bei den Übergängen 0-1 und 8-0 handelt es sich um die Kontaktwiderstände vom Thyristor zur Kühlfläche R_{thCH(A)} bzw. R_{thCH(K)}.

Tafel 3-7: Berechnung der Kontaktwiderstände für F = 70 kN und r_R = 30 μm des Thyristors T 2200 N 3600 ... 4400

3.1.5.5 Berücksichtigung der Herstellungstoleranzen

Halbleiterbauelemente werden mit sehr kleinen Fertigungstoleranzen hergestellt. Trotzdem weist der thermische Widerstand erhebliche Streuungen auf (Bild 3-5).

Wenn der zu berechnende Wärmewiderstand zur Auslegung bei Grenzbedingungen (Überlastverhalten u. ä.) dienen soll, interessiert im allgemeinen nur der Wärmewiderstand des "schlechtesten" Thyristors. Nun kann aber angenommen werden, daß die Materialwiderstände im Bauelement, relativ kleine Exemplarstreuungen aufzuweisen haben und daß die Toleranzen in erster Linie auf die schwankenden und nur schlecht reproduzierbaren Kontaktwiderstände zurückzuführen sind.

Um diesen Sachverhalt zu berücksichtigen, werden alle Kontaktwiderstände mit einem Faktor multipliziert, der sich aus der Differenz zwischen den jeweiligen, vom Hersteller angegebenen, Maximalwerten für die stationären Wärmewiderstände $R_{thJC(A)}$ und $R_{thJC(K)}$ einerseits und den vorher ermittelten Werten andererseits ergibt:

$$k_A = \frac{R_{thJC(A)} - \sum R_V(A) - \sum R_W(A)}{\sum R_K(A)} \quad (31-49)$$

$$k_K = \frac{R_{thJC(K)} - \sum R_V(K) - \sum R_W(K)}{\sum R_K(K)} \quad (31-50)$$

Der nun veränderte bezogene Kontaktwiderstand α^* braucht bei der Wärmestromeinschnürung nachträglich nicht mehr in Betracht gezogen zu werden, da sein Einfluß relativ klein ist.

Die Höchstwerte für den Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 sind bei Berücksichtigung statistischer Zusammenhänge auf $R_{thJC(A)} = 12,18 \frac{mK}{W}$ und $R_{thJC(K)} = 16,36 \frac{mK}{W}$ festgelegt worden. Damit werden die Faktoren nach den Gln. (31-49, 50) $k_A = 1,797$ und $k_K = 1,326$, und für die

Kontaktwiderstände gelten die Werte nach Tafel 3-8.
Diese festgesetzten Kontaktwiderstände liegen den
weiteren Rechnungen zugrunde.

#	0-1*)	1-2	2-3	3-4	4-5	6-7	7-8	8-0*)	
$k \cdot R_K$	2.000	0.813	0.852	2.064	5.216	1.603	1.091	2.000	mK/W

*) vom Hersteller festgelegte Höchstwerte des Übergangswiderstandes
Thyristor-Kühlelement $R_{thCH(A)}$ bzw. $R_{thCH(K)}$

Tafel 3-8: Festgesetzte Kontaktwiderstände für den Thyristor
T 2200 N 3600 ... 4400

3.1.6 Einfluß der Wärmeleistungsquellendichte auf den stationären thermischen Widerstand

Die bisherigen Betrachtungen gehen davon aus, daß die Wärmeleistung konzentriert in einer Querschnittsfläche des Siliziumkristalls freigesetzt wird. Dies ist nur eine grobe Näherung. Realistischer ist die Annahme einer gleichmäßigen Wärmeleistungsquellendichte im aktiven Teil des Halbleiterbauelementes [17].

Ein Verfahren zur Berechnung des Verlaufes der Wärmeleistungsquellendichte in einem Thyristor enthält [18]. Auf der Basis dieser Veröffentlichung wurde der Verlauf für den Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 berechnet [19]. Bild 3-18 zeigt das erzielte Ergebnis. Es treten relativ große Wärmeleistungsquellendichten im n^+ - und im p^+ -Emitter, d. h. am Rande des Silizium-Kristalls auf. An den p-n-Übergängen und an den Metall-Halbleiter-Übergängen in oder am aktiven Teil des Halbleiterbauelementes treten (näherungsweise) Sprünge der Wärmestromdichte auf, das heißt, die Ladungsträger benötigen zum Überwinden dieser Übergänge Energie, die sie ihrer Umgebung entziehen [18].

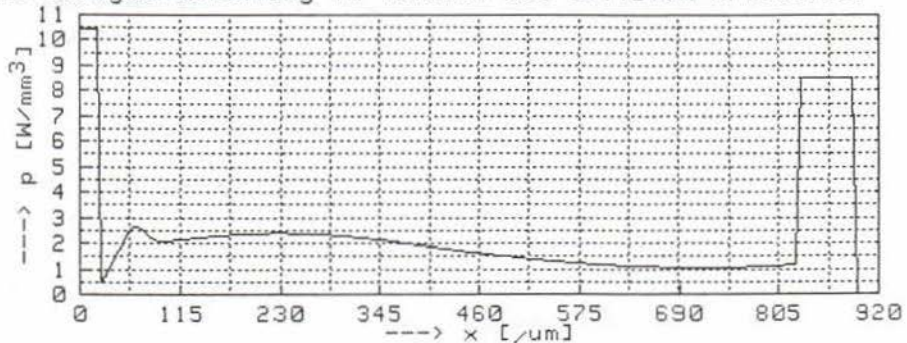
Lösung der eindimensionalen Wärmeleitungsgleichung
bei Thyristoren und Dioden in Scheibenzellenbauweise

Par_TH - Variante 04 - Kassetten 55/56 - 31. März 1984 - Sz

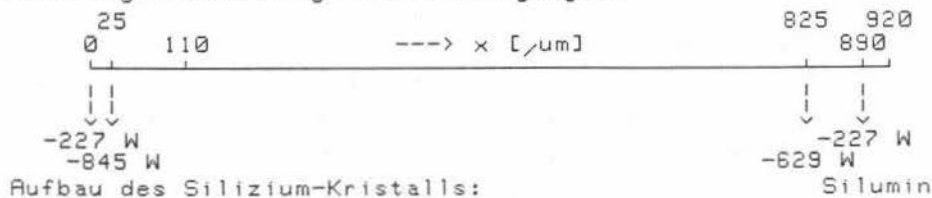
Darstellung der Leistungsentwicklung im Silizium-Kristall nach M. Adler:

Durchlaßstrom	I_{TH}	=	5.000 kA
Sperrschichttemperatur	ϑ_J	=	90.000 °C
Durchlaßverlustleistung	P_J	=	9.993 kW
davon n- und p-Basiszone	P_{basis}	=	7.466 kW
davon n-Emitter	P_{n_plus}	=	1.430 kW
davon p-Emitter	P_{p_plus}	=	3.025 kW
Bandabstand	$E_c - E_v$	=	1.100 eV
Trägerlebensdauer	τ	=	40.000 μ s

Leistungsentwicklung im Volumen des Silizium-Kristalls:



Leistungsentwicklung an den Übergängen:



Aufbau des Silizium-Kristalls:

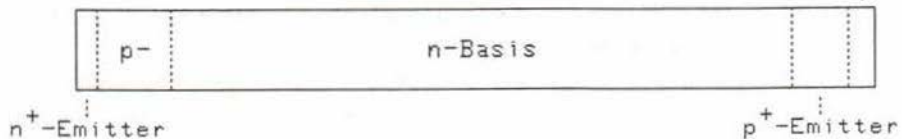


Bild 3-18: Leistungsentwicklung im Durchlaßzustand des Thyristors (nach [19])

Zur Berechnung der sich aus den verschiedenen Leistungsverläufen ergebenden stationären Temperaturverläufe muß die aus Gl. (41-4) für $\frac{\partial T}{\partial t} = 0$ abgeleitete gewöhnliche Differentialgleichung

$$\lambda \frac{d^2 T}{dx^2} + p(x) = 0 \quad (31-51)$$

gelöst werden. Die Rand- und Übergangsbedingungen sind identisch mit denen von Abschnitt 4.1.1.2. Die Lösung ergibt sich als Nebenergebnis aus der Lösung des dynamischen Falles für große Zeiten und wird hier nicht abgeleitet (siehe Abschnitt 4.1.2.2).

Bild 3-19 zeigt die sich einstellenden Temperaturverläufe bei den drei verschiedenen Annahmen für den Verlauf der Leistungsquellichte unter sonst unveränderten Bedingungen.

Bei einer zentralen Leistungseinspeisung sind die auftretenden Temperaturen naturgemäß am größten. Der stationäre Temperaturverlauf bei einer gleichmäßigen Leistungsentwicklung hat die Form einer Parabel zweiten Grades. Die sich bei dem berechneten Leistungsverlauf nach Bild 3-18 einstellenden Temperaturen liegen noch unter der Parabel, da hier die Leistungsquellichte an den Enden des Siliziumkristalls besonders intensiv ist. Die Differenzen zur Parabel sind allerdings gering.

Zuerst müßte geklärt werden, welche Temperatur die Ersatzsperrschichttemperatur ist. In der Literatur wird im allgemeinen die höchste Temperatur als diese Ersatzsperrschichttemperatur angenommen [9,17], obwohl anzunehmen ist, daß das übliche Temperaturmeßverfahren wohl eher über dem Kristall mittelt.

Da aber die Kontaktwiderstände im Thyristor stark streuen und die Wärmeübergangskoeffizienten sowieso so "eingestellt" werden, daß sich ein vorbestimmter Endwert ergibt (siehe Abschnitt 3.1.5.5), wurde auf weitere Untersuchungen verzichtet und im folgenden immer mit der höchsten Temperatur im Kristall gerechnet.

Lösung der eindimensionalen Wärmeleitungsgleichung
bei Thyristoren und Dioden in Scheibenzellenbauweise

Par_TH - Variante 04 - Kassetten 55/56 - 31. März 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)
Aufbau: Modell "junction-case" [J-C]

Darstellung des stationären Temperaturverlaufes im Silizium-Kristall:

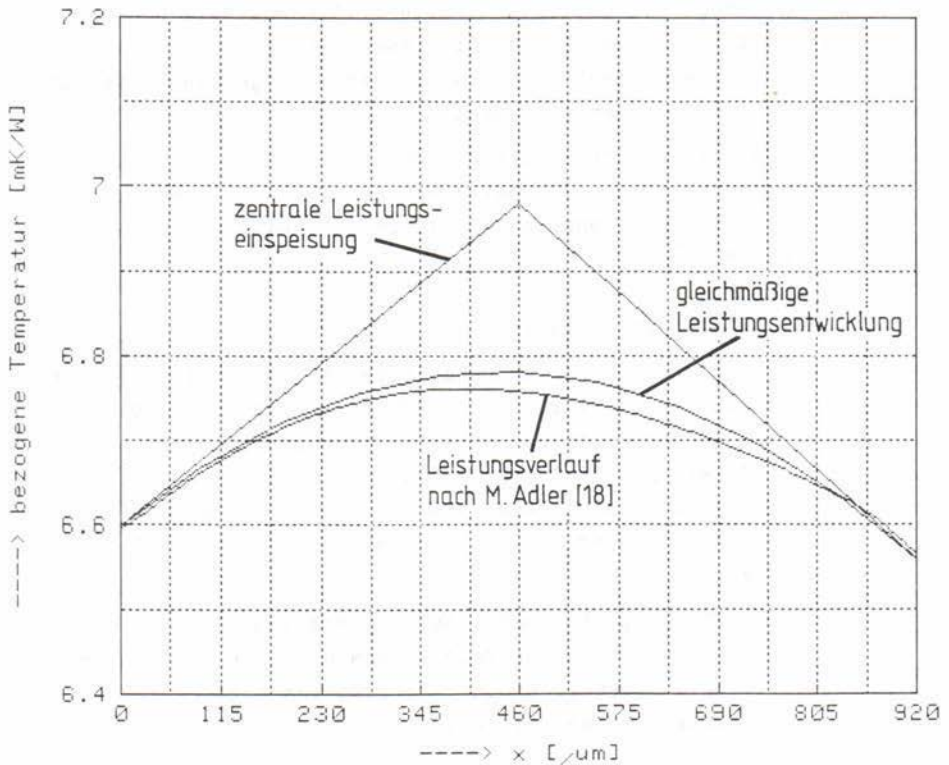


Bild 3-19: Temperaturverlauf im Silizium-Kristall bei verschiedenen Annahmen für den Leistungsverlauf

3.2 Verhalten der Kühlelemente

Werden die beiden Seiten eines Halbleiterbauelementes unabhängig gekühlt, d. h. beeinflußt ein Wärmestrom zur Anodenseite hin die Verhältnisse auf der Kathodenseite nur über die Sperrschicht, wie z. B. in Bild 3-3 dargestellt, dann genügt zur eindeutigen Beschreibung der Kühleinrichtung die Angabe eines Wärmewiderstandes $R_{thGA} = f(\dot{M}, T_A, P_G)$. Dieser Wärmewiderstand ist im allgemeinen eine Funktion der Kühlmittelmassenstromdichte, der Kühlmittelintrittstemperatur und der zugeführten Verlustleistung. Außerdem ist dieser Wärmewiderstand vom Aufbau, insbesondere vom dazugehörenden Halbleiterbauelement und auch von der anliegenden Seite des Halbleiterbauelementes abhängig.

Ist die Unabhängigkeit der Kühlung aber nicht gewährleistet, so müssen weitergehende Betrachtungen angestellt werden. Dies trifft insbesondere für die in Abschnitt 2.3 erwähnten Kühldosen zu.

3.2.1 Aufbau der Kühldose

Der Aufbau der hier behandelten Kühldosen ist in Bild 3-20 dargestellt. In die Kühldosen ist die in Bild 3-21 wiedergegebene Edelstahlspirale eingegossen. Das Kühlwasser fließt vom Zufluß der Kühldose auf einer Seite von außen nach innen, dann auf die andere Seite, um dort wieder von innen nach außen zum Ausfluß zu gelangen.

Durch geeignete technologische Maßnahmen wird eine präzise Lage der Spirale in dem Gußstück und ein inniger, gut wärmeleitender Übergang vom Aluminiumguß zum Edelstahl gewährleistet.

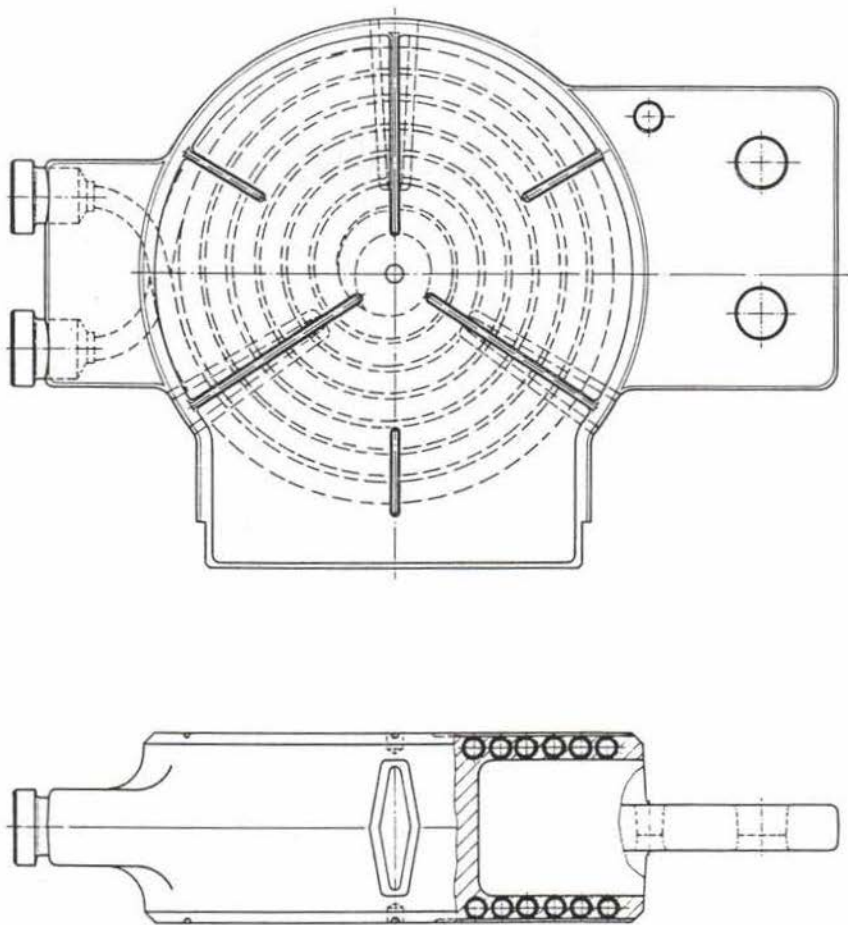


Bild 3-20: Kühl-dose AEG 029.076 404 für Thyristoren mit 75 und mit 100 mm Kristalldurchmesser zur Kühlung mit entionisiertem Reinwasser

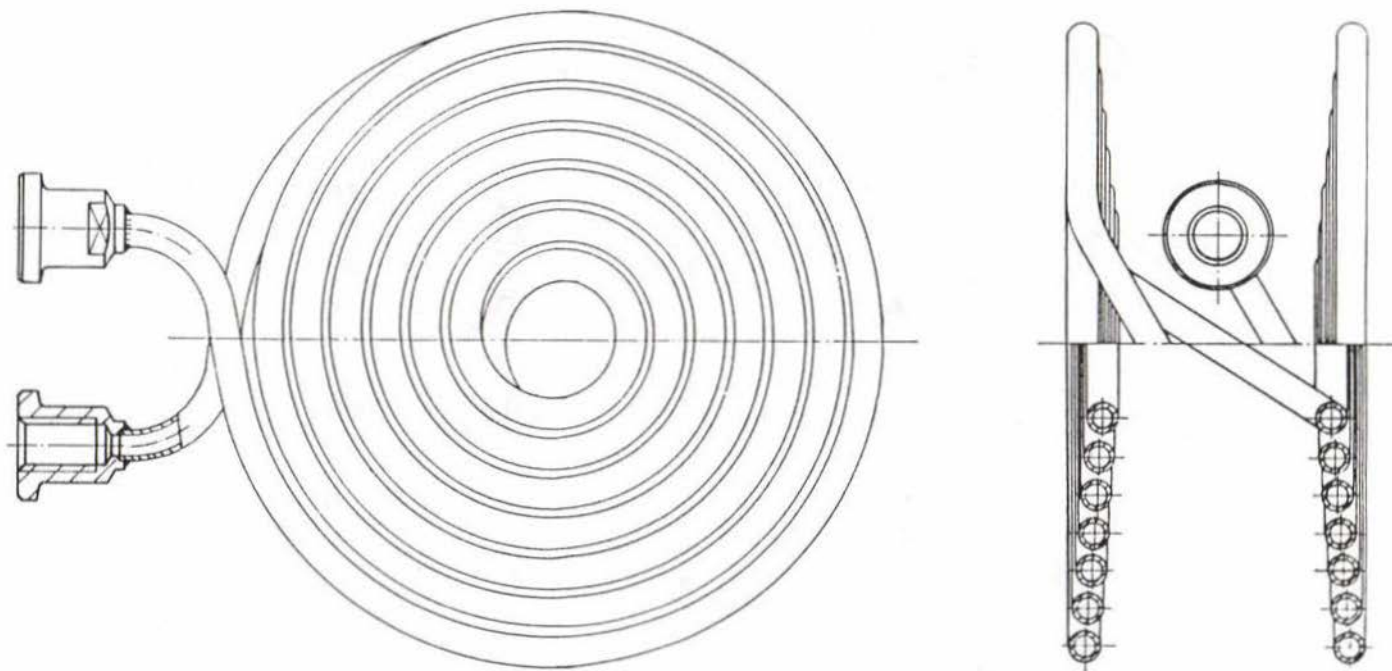


Bild 3-21: Zeichnung der in die Kühl-dose nach Bild 3-20 eingegossenen Edelstahlspirale

3.2.2 Verhalten des Kühlmittelkreislaufes

Der in das Kühlelement einströmende Kühlmittelmassenstrom errechnet sich mit der Gleichung

$$\dot{M} = (\rho \cdot \dot{V})_{T_A} \quad (32-1)$$

Aus dem Massenerhaltungssatz ergibt sich, daß dieser Massenstrom im stationären Zustand für Ein- und Ausfluß gleich ist. Dies trifft für den Volumenstrom nicht zu, da die Druck- und die Temperaturdifferenz zwischen Ein- und Ausfluß eine Dichteveränderung des Kühlmittels bewirkt. Zwar ist die Dichteveränderung bei Wasser nicht groß (ca. 1,5 % bei 20 °C → 60 °C), aber dennoch ist die Verwendung des Massenstromes als Bezugsgröße befriedigender, weil auch theoretisch exakte Ergebnisse entstehen. Diese sind dann auch auf andere Kühlmittel (z. B. Luft) übertragbar.

Der 1. Hauptsatz der Wärmelehre, formuliert für offene Systeme, lautet [20]

$$\left\{ (h_B + \frac{1}{2} w_B^2) - (h_A + \frac{1}{2} w_A^2) \right\} \cdot \dot{M} = \dot{Q} + L \quad (32-2)$$

mit der Geschwindigkeit w , der zugeführten Wärme \dot{Q} und der Leistung der Volumenkraft sowie der Spannung L . Nun ist die Gesamtleistung L hier null, und Zahlenwerte für die Enthalpie h_A beim Eintritt und h_B beim Austritt aus dem Kühlelement kann man einem Tafelwerk (z. B. [14, 21]) entnehmen. Ein Zahlenbeispiel möge die hier vorliegenden Verhältnisse verdeutlichen:

Gegeben: Kühlmittel: Wasser, $\dot{V}_A = 150,0 \frac{1}{h} = 41,66\bar{6} \cdot 10^{-6} \frac{m^3}{s}$

Rohr mit \varnothing 4,5 mm Innendurchmesser $\Rightarrow A = 15,904 \text{ mm}^2$

$\vartheta_A = 50 \text{ °C}$, $p_A = 0,3 \text{ MPa}$

$\vartheta_B = 60 \text{ °C}$, $p_B = 0,15 \text{ MPa}$

Gesucht: \dot{M} , \dot{V}_B , w_A , w_B , \dot{Q}

$$\begin{aligned}
 \text{Lösung: Aus Tafel [21] : } v_A &= 0,0010120 \frac{\text{m}^3}{\text{kg}} \\
 h_A &= 209,5 \frac{\text{kJ}}{\text{kg}} \\
 v_B &= 0,0010171 \frac{\text{m}^3}{\text{kg}} \\
 h_B &= 251,2 \frac{\text{kJ}}{\text{kg}} \\
 \dot{M} &= \rho \cdot \dot{V} = \frac{\dot{V}_A}{v_A} = 0,04117 \frac{\text{kg}}{\text{s}} \\
 \dot{V}_B &= \frac{v_B}{v_A} \cdot \dot{M} = 41,877 \cdot 10^{-6} \frac{\text{m}^3}{\text{s}} = 150,8 \frac{1}{\text{h}} \\
 w_A &= \frac{\dot{V}_A}{A} = 2,620 \frac{\text{m}}{\text{s}} \\
 w_B &= \frac{\dot{V}_B}{A} = 2,633 \frac{\text{m}}{\text{s}} \\
 \dot{Q} &= \dot{M} \left\{ (h_B - h_A) + \frac{1}{2} (w_B^2 - w_A^2) \right\} \\
 &= 0,04117 \frac{\text{kg}}{\text{s}} \left\{ 41700 \frac{\text{J}}{\text{kg}} + 0,0347 \frac{\text{m}^2}{\text{s}^2} \right\} \\
 \dot{Q} &= 1717 \text{ W}
 \end{aligned}$$

Man sieht, daß die Differenz der Geschwindigkeitsquadrate bei dem hier vorliegenden Anwendungsfall zu vernachlässigen ist. Da die Arbeit mit den umfangreichen Tafelwerken nicht sehr praktisch ist, weil viel interpoliert werden muß, kann man die Differenz $h_B - h_A$ näherungsweise durch eine Integration über c_p berechnen. Dabei handelt es sich um eine Näherung, wenn auch mit sehr großer Genauigkeit, weil der betrachtete Prozeß nicht isobar ist.

Zusammenfassend ergibt sich

$$\dot{Q} = \dot{M} \cdot \int_{T_A}^{T_B} c_p(T) dT, \quad (32-3)$$

wobei die c_p -Werte bei einem mittleren Druck verwendet werden. Mit den Zahlenwerten des obigen Beispiels ergibt sich ein Wert von $\dot{Q} = 1722 \text{ W}$. Berücksichtigt man die Genauigkeit der Temperaturmessungen mit Meßunsicherheiten, die über $0,2 \text{ K}$ liegen, dann erfüllt Gl. (32-3) die Anforderungen mit ausreichender Genauigkeit.

Es sei betont, daß die hier abgeleitete Näherungslösung nach Gl. (32-3) ohne weitere Prüfung nur für Wasser angewendet werden sollte. Die exakte Lösung ist in Gl. (32-2) dargestellt.

Zum Abschluß dieses Abschnittes wird ein "formaler thermischer Widerstand des Kühlmittels" mit

$$R_W = \frac{1}{\dot{M} \cdot \bar{c}_p} \quad (32-4)$$

definiert. Dabei ist \bar{c}_p der arithmetische Mittelwert der spezifischen Wärmekapazität c_p des Kühlmittels über dem betrachteten Temperaturbereich

$$\bar{c}_p = \frac{1}{T_B - T_A} \int_{T_A}^{T_B} c_p(T) dT. \quad (32-5)$$

Dieser thermische Widerstand R_W wird hier eingeführt, weil man eine Größe benötigt, die mit \dot{Q} multipliziert, die Temperaturdifferenz zwischen ein- und austretendem Kühlmittel liefert.

3.2.3 Verhalten der Kühldosen bei unsymmetrischer Speisung

Zur Untersuchung des Verhaltens der Kühldosen bei unsymmetrischer Speisung wurde eine Meßeinrichtung mit einem prinzipiellen Aufbau nach Bild 3-22 erstellt. Das Bild 3-23 zeigt die Meßeinrichtung mit eingespannten 75-mm-Thyristoren und der dazugehörenden Kühldose.

Die Halbleiterbauelemente werden aus zwei getrennten Stromversorgungsgeräten gespeist, so daß sich beliebige Leistungsverhältnisse einstellen lassen. Zur Auswertung müssen die Temperaturen an den Übergängen Halbleiterbauelement - Kühldose, sowie der Volumenstrom \dot{V} als auch die Temperaturen am Eintritt T_A und dem Austritt T_B des Kühlmittels bestimmt werden. Außerdem sind die elektrischen Leistungen, in den Halbleiterbauelementen $P_{J(A)}$ und $P_{J(K)}$ zu messen. Es hat sich als zweckmäßig erwiesen, die Temperaturen des Gehäuses des Halbleiterbauelementes $T_{C(A)}$ und $T_{C(K)}$ zur weiteren Verarbeitung zu verwenden. Einerseits sind dort

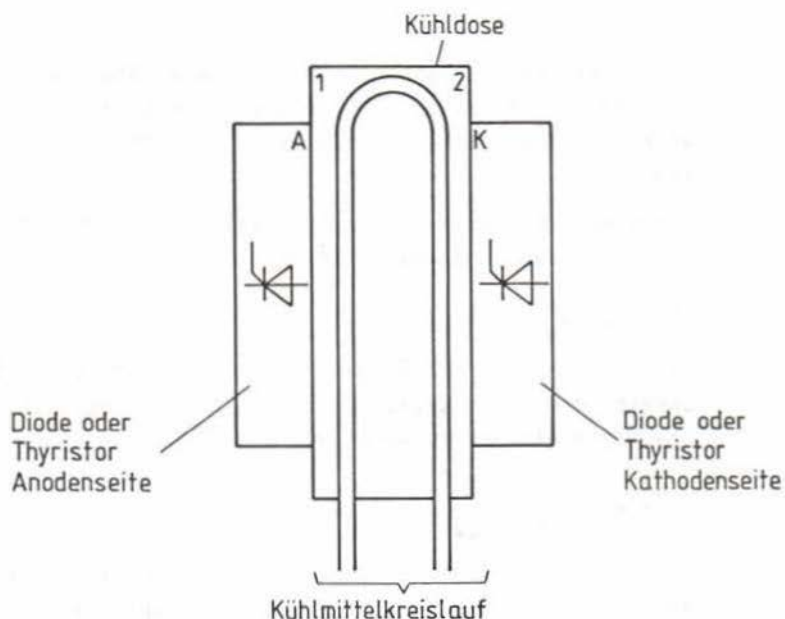


Bild 3-22: Prinzip des Aufbaus zur Messung des unsymmetrischen Verhaltens von Kühl Dosen

die Temperaturgradienten kleiner als an der Oberfläche der Kühl-dose, und andererseits werden bei dieser Art der Messung die Eigenschaften der Oberflächenbearbeitung der Kühl-dose in Form der Übergangswiderstände R_{thCH} in das Ergebnis einbezogen. Dadurch geht der vom Halbleiterhersteller relativ pauschal angegebene Übergangswiderstand nicht in die folgende Rechnung ein. Ein weiterer, sich aus der Wahl der Meßpunkte ergebender Vorteil, ist darin zu sehen, daß der Zeitaufwand zur Durchführung der Messungen an mehreren Kühl-dosen kleiner bleibt.

Aus Bild 3-22 ergibt sich, daß man das System mit zwei Dioden bzw. Thyristoren und einer Kühl-dose auf vier verschiedene Arten betreiben kann. Einmal kann die Kühl-dose gedreht werden (Seite 1 \leftrightarrow Kathode, Seite 1 \leftrightarrow Anode), zum anderen können die Kühl-mittelrichtungen vertauscht werden (von Seite 1 zu Seite 2, von Seite 2 zu Seite 1).

Mehrere Messungen haben ergeben, daß eine Kühldosendrehung keine signifikanten Änderungen des Wärmewiderstandes bewirkt; die Kühldose ist schließlich streng symmetrisch aufgebaut. Sich dennoch ergebende Differenzen gehen in den übrigen Meßtoleranzen unter.

Die Messungen werden jetzt so durchgeführt, daß zur Bestimmung der Eigenschaften eines Meßpunktes die gesamte umgesetzte Leistung \dot{Q} und die Kühlmittelinlauf-temperatur T_A in etwa konstant bleiben. Ein Teil der Wärme, insbesondere bei Messungen mit höheren Kühlmitteltemperaturen, wird durch Konvektion und Strahlung an die Umgebung abgeführt. Deshalb ist \dot{Q} nicht identisch mit der Summe der elektrischen Leistungen, sondern \dot{Q} muß mit der Gleichung für die kalorimetrisch abgeführte Wärme (32-3) berechnet werden.

In den Bildern 3-24 bis 3-27 ist das Verhalten einer Kühldose in einem ausgewählten Arbeitspunkt mit unterschiedlichen Kühlmittelrichtungen dargestellt. Die Temperaturen werden auf die Kühlmittelzulauf-temperatur und den kalorimetrisch ermittelten Wärmestrom \dot{Q}

$$\vartheta_{CA}^*(x) = \frac{T_C(x) - T_A}{\dot{Q}}, \quad (32-6)$$

und die eingespeisten elektrischen Leistungen werden nun auf \dot{Q}

$$P_C(x) \approx \frac{P_{J(A)}}{P_{J(A)} + P_{J(K)}} \cdot \dot{Q} \quad (32-7)$$

bezogen.

Man sieht, daß die Kühldose in unerwartet guter Weise lineares Verhalten zeigt. Man kann also für das stationäre thermische Verhalten der Kühldosen die Beziehung

$$\begin{pmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_B \\ \dot{Q} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} R_{11} & R_{12} & 1 \\ R_{21} & R_{22} & 1 \\ R_W & R_W & 1 \\ 1 & 1 & 0 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} P_1 \\ P_2 \\ T_A \end{pmatrix} \quad (32-8)$$

ansetzen. Die Parameter R_{xx} der Kühldose sind selbstver-

Stationärer Wärmewiderstand von Kühllosen bei unsymmetrischer Speisung

Kd_Uns - Kassetten 41/42 - Variante 04 - 21. Februar 1984 - Sz

File-Name: 2_51c
 Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)
 Modell: "junction-case" (J-C)
 Kühllose: AEG 029.076 404 (100 mm) Nr. 2 Messung 26.01.84
 Aufbau: Kathode <==> Seite 1 | Anode <==> Seite 2
 Kühlmittel: Kühlmittel-Richtung von Seite 1 zu Seite 2
 Wasser

anodenseitiger stationärer Wärmewiderstand $R_{th_JC(A)}$ = 12.100 mK/W
 kathodenseitiger stationärer Wärmewiderstand $R_{th_JC(K)}$ = 16.356 mK/W
 idealer stationärer Wärmewiderstand R_{th_JC} = 6.981 mK/W

durchschnittliche Kühlmittelaufauftemperatur ϑ_A = 20.5 °C
 durchschnittliche Kühlmittelausauftemperatur ϑ_B = 32.1 °C
 Volumendurchsatz des Kühlmittels bei ϑ_A V_{punkt} = 150.0 l/h
 durchschnittlicher Kühlmengendurchsatz M_{punkt} = 41.59 g/s

durchschnittliche kalorimetrische Leistung Q_{punkt} = 2 016 W
 durchschnittliche elektrische Leistung P_J = 2 005 W

formaler thermischer Widerstand des Kühlmittels R_W = 5.753 mK/W

Meßwerte:

$\vartheta_{C(1)}$	$P_{J(1)}$	$\vartheta_{C(2)}$	$P_{J(2)}$	ϑ_A	ϑ_B
58.2 °C	2 003 W	32.5 °C	0 W	20.7 °C	32.2 °C
41.1 °C	1 004 W	42.2 °C	1 004 W	20.4 °C	31.9 °C
23.8 °C	0 W	53.0 °C	2 005 W	20.5 °C	32.3 °C

Meßpunkte:

$P_{C(1)}/Q_{punkt}$	$\vartheta_{CA(1)}^*$ [mK/W]	$P_{C(2)}/Q_{punkt}$	$\vartheta_{CA(2)}^*$ [mK/W]
1.000	18.76	0.000	5.92
0.500	10.34	0.500	10.90
0.000	1.59	1.000	15.84

Dreitorparameter der Kühllose:

R_{11_CA}	=	18.81 mK/W	R_{12_CA}	=	1.65 mK/W
R_{21_CA}	=	5.93 mK/W	R_{22_CA}	=	15.85 mK/W

Bild 3-24: Darstellung eines ausgewählten Arbeitspunktes mit der Kühlmittelrichtung 1 ---> 2

Stationärer Wärmewiderstand von Kühlkassen bei unsymmetrischer Speisung

Kd_Uns - Kassetten 41/42 - Variante 04 - 21. Februar 1984 - 8z

File-Name: 2_51c
 Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)
 Modell: "junction-case" (J-C)
 Kühlkassette: REG 029.076 404 (100 mm) Nr. 2 Messung 26.01.84
 Aufbau: Kathode <==> Seite 1 | Anode <==> Seite 2
 Kühlmittel-Richtung von Seite 1 zu Seite 2
 Kühlmittel: Wasser

Thermische Widerstände:

konventioneller Widerstand der Kühlkassette	$R_{th_CM}^*$	=	7.68 mK/W
konventioneller Widerstand in der Säule	$R_{th_JA}^*$	=	17.54 mK/W
Wärmewiderstand in der unendlich langen Säule	R_{th_JA}	=	17.55 mK/W

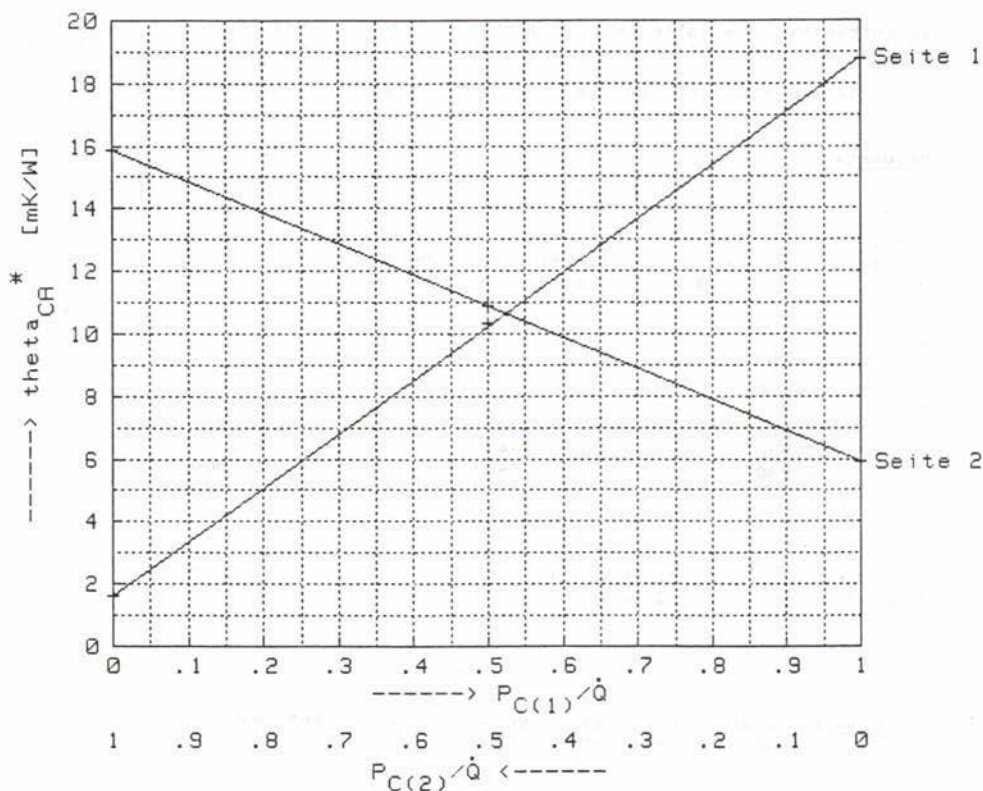
Graphische Darstellung:

Bild 3-25: Darstellung eines ausgewählten Arbeitspunktes mit der Kühlmittelrichtung 1 ---> 2

Stationärer Wärmewiderstand von Kühlboxen bei unsymmetrischer Speisung

Kd_Uns - Kassetten 41/42 - Variante 04 - 21. Februar 1984 - Sz

File-Name: 2_72b
 Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)
 Modell: "junction-case" (J-C)
 Kühlbox: REG 029.076 404 (100 mm) Nr. 2 Messung 20.01.84
 Aufbau: Kathode <==> Seite 1 | Anode <==> Seite 2
 Kühlmittel-Richtung von Seite 2 zu Seite 1
 Kühlmittel: Wasser

anodenseitiger stationärer Wärmewiderstand	R_th_JC(A)	=	12.180 mK/W
kathodenseitiger stationärer Wärmewiderstand	R_th_JC(K)	=	16.356 mK/W
idealer stationärer Wärmewiderstand	R_th_JC	=	6.981 mK/W
durchschnittliche Kühlmittelauslauf-temperatur	§_A	=	20.9 °C
durchschnittliche Kühlmittelauslauf-temperatur	§_B	=	32.4 °C
Volumendurchsatz des Kühlmittels bei §_A	V_punkt	=	150.0 l/h
durchschnittlicher Kühlmengendurchsatz	M_punkt	=	41.59 g/s
durchschnittliche kalorimetrische Leistung	Q_punkt	=	2 006 W
durchschnittliche elektrische Leistung	P_J	=	2 001 W
formaler thermischer Widerstand des Kühlmittels	R_W	=	5.753 mK/W

Meßwerte:

§_C(1)	P_J(1)	§_C(2)	P_J(2)	§_A	§_B
58.4 °C	1 998 W	23.7 °C	0 W	20.6 °C	32.2 °C
51.8 °C	1 499 W	31.4 °C	501 W	20.7 °C	32.2 °C
45.5 °C	1 001 W	39.0 °C	1 008 W	20.9 °C	32.3 °C
39.5 °C	498 W	46.5 °C	1 503 W	21.0 °C	32.5 °C
33.3 °C	0 W	54.4 °C	1 999 W	21.3 °C	33.0 °C

Meßpunkte:

P_C(1)/Q_punkt	§_CA(1)* [mK/W]	P_C(2)/Q_punkt	§_CA(2)* [mK/W]
1.000	18.75	0.000	1.55
0.750	15.54	0.250	5.34
0.498	12.43	0.502	9.12
0.249	9.26	0.751	12.74
0.000	5.92	1.000	16.28

Dreitorparameter der Kühlbox:

R_11_CA	=	18.77 mK/W	R_12_CA	=	6.00 mK/W
R_21_CA	=	1.63 mK/W	R_22_CA	=	16.37 mK/W

Bild 3-26: Darstellung eines ausgewählten Arbeitspunktes mit der Kühlmittelrichtung 2 ---> 1

Stationärer Wärmewiderstand von Kühldosen bei unsymmetrischer Speisung

Kd_Uns - Kassetten 41/42 - Variante 04 - 21. Februar 1984 - Sz

File-Name: 2_72b

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)
 Modell: "junction-case" (J-C)

Kühldose: AEG 029.076 404 (100 mm) Nr. 2 Messung 20.01.84
 Aufbau:- Kathode <==> Seite 1 | Anode <==> Seite 2
 Kühlmittel-Richtung von Seite 2 zu Seite 1

Kühlmittel: Wasser

Thermische Widerstände:

konventioneller Widerstand der Kühldose	$R_{th_CM^*}$	=	7.81 mK/W
konventioneller Widerstand in der Säule	$R_{th_JA^*}$	=	17.67 mK/W
Wärmewiderstand in der unendlich langen Säule	R_{th_JA}	=	17.72 mK/W

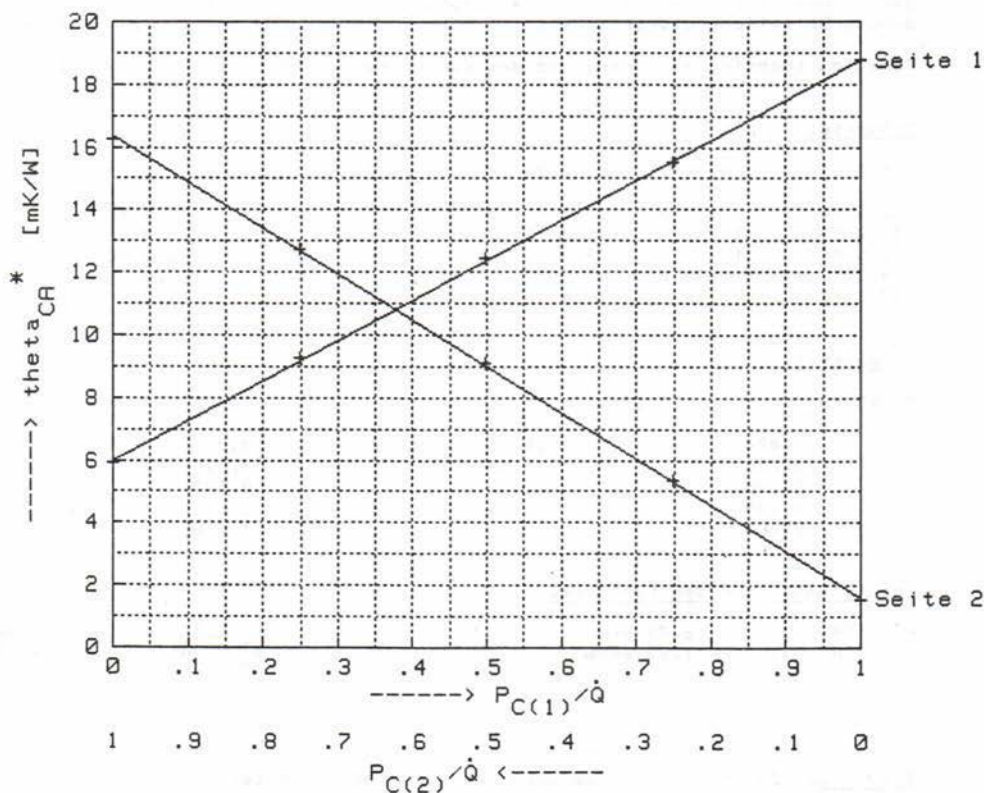
Graphische Darstellung:

Bild 3-27: Darstellung eines ausgewählten Arbeitspunktes mit der Kühlmittelrichtung 2 ---> 1

ständiglich vom Arbeitspunkt

$$R_{XX} = R_{XX} (\dot{M}, T_A, \dot{Q}, \text{Kühlmittelrichtung}) \quad (32-9)$$

und auch vom gewählten Meßpunkt (C oder H) abhängig. Zur vollständigen Kennzeichnung werden sie mit den Bezugspunkten indiziert (CA bzw. HA). Die Ermittlung der Zahlenwerte erfolgt durch eine Ausgleichsrechnung mit der Gauß'schen Methode der kleinsten Quadrate.

An dieser Stelle hat man mit Gl. (32-8) eine Beziehung erhalten, mit der das äußere stationäre thermische Verhalten der Kühldosen vollständig beschrieben wird. Es können die Temperaturen auf den beiden Seiten der Kühldose in Abhängigkeit von den jeweils eingespeisten Leistungen und der Kühlmittelzuflußtemperatur berechnet werden. Im Gegensatz zu konventionellen Betrachtungen, bei denen sich als Ergebnis von Messungen nur ein thermischer Widerstand ergab (siehe Abschnitt 3.2.4), hat die Kühldose hier fünf thermische Parameter R_{11} , R_{12} , R_{21} , R_{22} und R_W , von denen einer, nämlich R_W , mit Hilfe von Gl. (32-4) leicht theoretisch bestimmbar ist.

Betrachtet man jetzt die Meßergebnisse auf den Bildern 3-24 bis 3-27 näher und sieht man sich speziell die beiden Extremfälle einseitiger Kühlung an, dann fällt auf, daß die Seite 2 grundsätzlich einen kleineren Wärmewiderstand als die Seite 1 hat. Dieser Effekt ist auf den Aufbau des Thyristors, nicht etwa auf Unsymmetrien in der Kühldose zurückzuführen. Aus Tafel 3-5, S. 61 kann man entnehmen, daß der Wärmestrom auf der Anodenseite des Thyristors über größere Flächen abgeführt wird, als auf der Kathodenseite. Diese Wärmestromeinschnürung wirkt sich bis auf den Thyristorboden aus, so daß die mit der Anode verbundene Seite der Kühldose immer einen niedrigeren Wärmewiderstand aufweist. Bei dem Thyristor T 1270 N 3600 ... 4400 ist dieser Effekt aber bei weitem nicht so ausgeprägt, da dort die leitenden Flächen im Thyristor nicht so stark differieren.

Die Temperaturerhöhung auf der nicht beheizten Seite der Kühldose hängt stark davon ab, in welcher Richtung das Kühlmittel fließt. Die abfließende Seite hat dabei den höheren Wärmewiderstand, der in etwa R_W entspricht. Für die zufließende Seite gilt ein Wert von etwa $0,2 \dots 0,5 \cdot R_W$, je nach Größe des Volumenstromes des Kühlmittels.

Die Kühlmittelrichtung wirkt sich aber auch auf die thermischen Widerstände der jeweils beheizten Seite (R_{11} und R_{22}) aus. Dabei gilt der Grundsatz, daß die zufließende Seite einen höheren und die abfließende Seite einen niedrigeren Wärmewiderstand hat. Diesem Effekt ist aber der schon oben erwähnte Einfluß der unterschiedlichen Wärmestromeinschnürung überlagert.

Spätestens hier wird nun auch klar, warum alle Versuche, das Verhalten der Kühldose durch ein Netzwerk von Wärmewiderständen zu beschreiben, scheitern mußten. Aus systemtheoretischen Überlegungen gilt für ein passives Netzwerk mit Zählpfeilrichtung nach Bild 3-28 $R_{12} = R_{21}$.

Dies ist hier aber nicht erfüllt. Darum läßt sich für die Kühldose kein passives thermisches Ersatzschaltbild angeben.

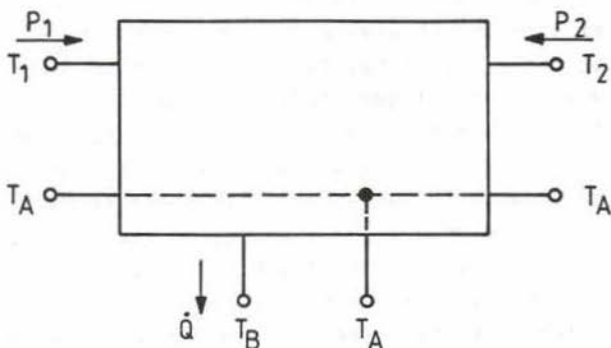


Bild 3-28: Kühldose als Dreitor

3.2.4 Konventionelle Behandlung der Kühldosen

Bisher wurden thermische Messungen an Kühldosen für Hochspannungsstromrichter mit einer einfachen Meßeinrichtung, die im Prinzip Bild 3-22 entspricht, durchgeführt. Dabei kamen zwei Halbleiterbauelemente mit etwa gleichem Durchlaßspannungsabfall zum Einsatz und beide Bauelemente wurden mit dem gleichen Durchlaßgleichstrom beaufschlagt, d. h. von beiden Seiten wurden in etwa gleiche Leistungen in die Kühldose eingespeist.

Gemessen wurden die gleichen Größen wie in Abschnitt 3.2.3, also $T_{G(A)}$, $T_{G(K)}$, \dot{V} , T_A , T_B , $P_{J(A)}$ und $P_{J(K)}$.

Der thermische Widerstand der Kühldose wurde dann mit

$$R_{thGM}^* = \frac{\frac{1}{2} (T_{G(A)} + T_{G(K)}) - \frac{1}{2} (T_A + T_B)}{\dot{Q}} \quad (32-10)$$

definiert. Der so ermittelte "eindimensionale" Wärmewiderstand wurde der Kühldose zugeordnet.

Wird Gl. (32-8) mit $P_1 = P_2$ in die Gl. (32-10) eingesetzt, dann erhält man mit

$$R_{thGM}^* = \frac{1}{4} (R_{11} + R_{12} + R_{21} + R_{22}) - \frac{1}{2} R_W \quad (32-11)$$

den Zusammenhang zu den Dreitorparametern der Kühldose. Hier mußte der halbe formale thermische Widerstand des Kühlmittels subtrahiert werden, da der thermische Widerstand der Kühldose in Gl. (32-10) auf die mittlere Kühlmitteltemperatur bezogen ist. Dieser Einfluß kann mit der Definition

$$R_{thGA}^* = \frac{\frac{1}{2} (T_{G(A)} + T_{G(K)}) - T_A}{\dot{Q}} \quad (32-12)$$

"herausgerechnet" werden. Aus Gl. (32-8) erhält man hier

$$R_{thGA}^* = \frac{1}{4} (R_{11} + R_{12} + R_{21} + R_{22}) \quad (32-13)$$

Welchen Einfluß haben nun die unvermeidlichen Unsymmetrien bei der Messung auf das hier erzielte Ergebnis? Mit

$m = \frac{P_{G(1)}}{P_{G(2)}}$ erhält man den meßtechnisch ermittelten ther-

mischen Widerstand der Kühldose zu

$$R_{thGA}^+ = \frac{R_{11} + R_{21} + m (R_{12} + R_{22})}{2 (1 + m)} \quad (32-14)$$

Konventioneller stationärer Wärmewiderstand von Kühl dosen
für zweiseitig gekühlte Halbleiterbauelemente

Darstellung des Einflusses der Unsymmetrie der Speisung bei der Messung

R_{thCA} - Kassetten 41/42 - Variante 01 - 21. Dezember 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)
 Aufbau: Modell "junction-case" [J-C]
 Kühlelement: 100-mm-Kühl-dose REG 029.076 404

Volumenstrom des Kühlmittels	V_punkt = 60.0 l/h
stationärer Wärmewiderstand auf der Anodenseite	R_11_CA = 25.44 mK/W
Durchgriff von der Kathoden- zur Anodenseite	R_12_CA = 15.03 mK/W
Durchgriff von der Anoden- zur Kathodenseite	R_21_CA = 6.05 mK/W
stationärer Wärmewiderstand auf der Kathodenseite	R_22_CA = 29.25 mK/W
konventioneller Wärmewiderstand des Kühlelementes	R_th_CA ^x = 18.94 mK/W

Volumenstrom des Kühlmittels	V_punkt = 150.0 l/h
stationärer Wärmewiderstand auf der Anodenseite	R_11_CA = 15.05 mK/W
Durchgriff von der Kathoden- zur Anodenseite	R_12_CA = 5.93 mK/W
Durchgriff von der Anoden- zur Kathodenseite	R_21_CA = 1.65 mK/W
stationärer Wärmewiderstand auf der Kathodenseite	R_22_CA = 18.81 mK/W
konventioneller Wärmewiderstand des Kühlelementes	R_th_CA ^x = 10.56 mK/W

Parameter: Volumenstrom des Kühlmittels V_{punkt} [l/h]

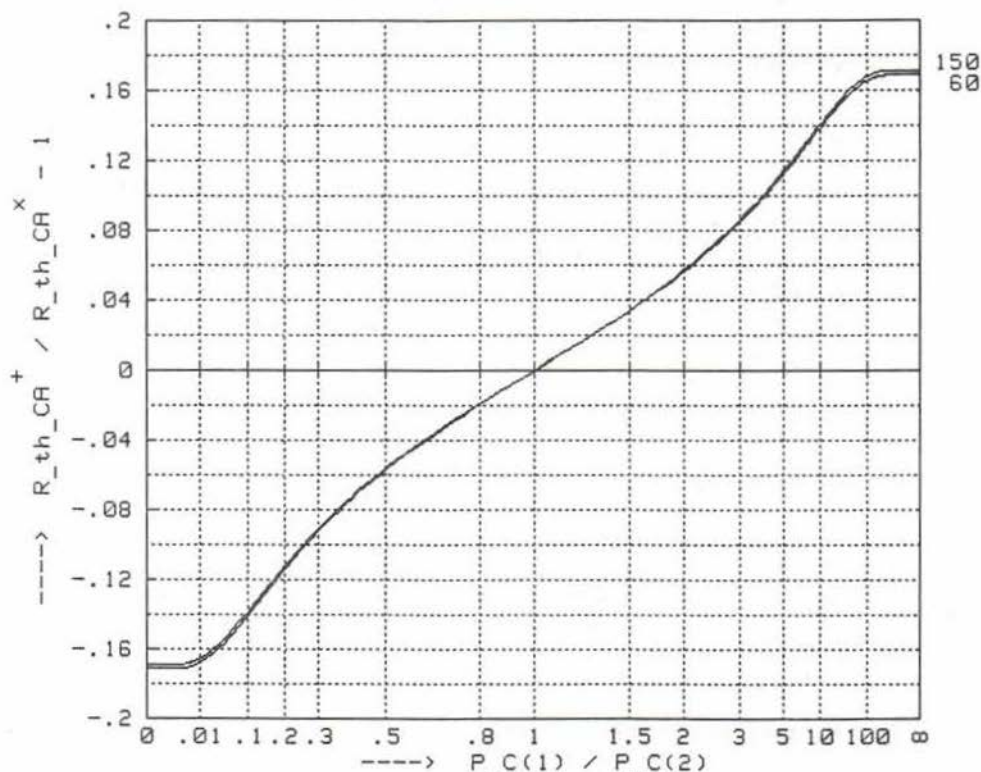


Bild 3-29: Einfluß der Unsymmetrie der Speisung auf den konventionell ermittelten thermischen Widerstand der Kühl-dosen an zwei Arbeitspunkten

Für zwei ausgemessene Arbeitspunkte der 100-mm-Kühl-dose ist dieser Einfluß in Bild 3-29 dargestellt. Kommen zur Messung zwei gut gepaarte Halbleiterbauelemente zum Einsatz, so lassen sich dennoch Unsymmetrien bis zu 10 % nicht vermeiden, weil die Paarung im allgemeinen nur bei einem Arbeitspunkt der Zellen erfolgt. Die durch die Unsymmetrie verursachten Meßabweichungen liegen damit in der Größenordnung von bis zu 1 %, sind also nicht sehr groß.

In [8] wurde den Kühl-dosen der Wärmewiderstand

$$R_{thGA} = \frac{T_J - T_A - R_{thJG} \cdot P_J}{P_J} \quad (32-15)$$

zugeordnet. Hier ergeben sich zwar durch Addition mit dem Wärmewiderstand des Halbleiterbauelementes und anschließender Multiplikation mit der Verlustleistung richtige Werte für die Temperaturdifferenz zwischen Sperrschicht und Kühlmittelzulauf-temperatur, aber der Wärmewiderstand der Kühl-dose ist durch Temperaturmessungen an der Kühl-dose selbst nicht bestimmbar. Dies ist allerdings nicht sehr befriedigend.

3.2.5 Statistische Untersuchung der Kühl-dosenparameter

Zur Auswahl einer repräsentativen Kühl-dose, an der weitere Messungen an verschiedenen Arbeitspunkten durchzuführen sind, wurden im Laufe der Zeit insgesamt 11 Kühl-dosen an einem Arbeitspunkt untersucht. Es wurde nur ein Meßpunkt angefahren, und die in erster Linie interessierenden Parameter R_{11CA} und R_{22CA} wurden bei Annahme fester Werte für die "Durchgriffe" R_{12CA} und R_{21CA} errechnet. Bild 3-30 zeigt die Meßwerte und das erhaltene Spektrum. Dabei entspricht ein * einem Wertepaar $R_{thJA} - R_{11CA}$, ein + einem Wertepaar $R_{11CA} - R_{22CA}$ und ein x einem Wertepaar $R_{thJA} - R_{22CA}$. Zunächst fällt auf, daß drei Wertepaare, die alle zu der Kühl-dose Nr. 1 gehören, aus dem übrigen Spektrum herausfallen (die drei Wertepaare oben rechts). Der Ausreißertest nach Grubbs [23] bestätigt diesen Sachverhalt auf einem Signifikanzniveau von $\alpha < 0,01$. Leider ließen sich die Messungen an der Kühl-dose nicht wiederholen, da sie zwischenzeitlich zur weiteren Überprüfung zersägt wurde. Für die weiteren Betrachtungen

Thermodynamische Eigenschaften von Kühlboxen

Stt_KD - Variante 04 - Kassetten 61/62 - 09. Juli 1984 - 6z

Kühlboxe: REG-Kühlboxe 029.076 404 für 75- und 100-mm-Thyristoren
 Halbleiterbauelement: T 2200 N 3600 ... 4400 [Modell: J-C] (REG-Telefunken)
 Betriebsbedingungen: V_punkt = 150 l/h Q_punkt = 2000 W $\vartheta_A = 20^\circ\text{C}$
 Kühlmittel: Wasser Seite 1 --> Seite 2 Meßstelle: case
 Aufbau: Kathode <==> Seite 1 | Anode <==> Seite 2

Daten der thermodynamischen Eigenschaften von 11 Kühlboxen:

I	Nr.	R_11_CA [mK/W]	R_12_CA [mK/W]	R_21_CA [mK/W]	R_22_CA [mK/W]	R_th_JA [mK/W]	Δp [bar]
1	1	19.62	1.65	5.93	17.87	18.33	unbekannt
2	2	18.81	1.65	5.93	15.85	17.55	0.98
3	3	18.58	1.65	5.93	15.80	17.49	0.99
4	4	18.32	1.65	5.93	15.85	17.46	unbekannt
5	5	18.78	1.65	5.93	15.61	17.47	0.98
6	6	18.06	1.65	5.93	15.27	17.22	0.99
7	7	18.68	1.65	5.93	15.43	17.39	1.02
8	8	18.17	1.65	5.93	15.78	17.40	0.99
9	9	18.42	1.65	5.93	15.76	17.45	0.97
10	10	17.70	1.65	5.93	15.36	17.18	1.00
11	13	18.55	1.65	5.93	15.28	17.32	1.05

Spektren der thermischen Widerstände von 11 Kühlboxen:

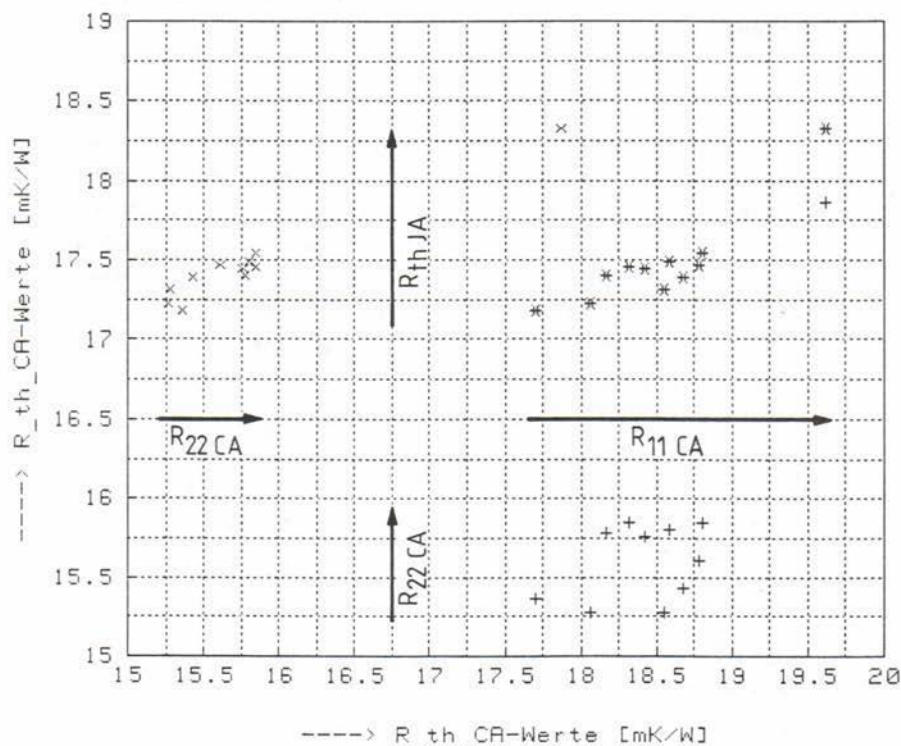


Bild 3-30: Stationäres thermisches Verhalten der Kühlboxen

Thermodynamische Eigenschaften von Kühltosen

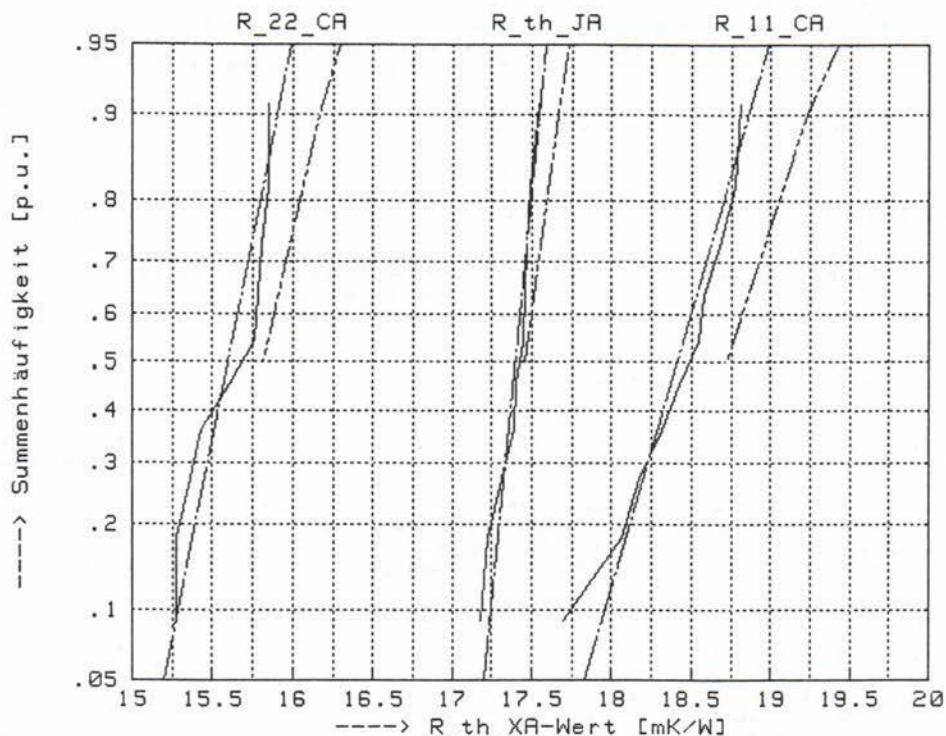
Stt_KD - Variante 04 - Kassetten 61/62 - 09. Juli 1984 - Sz

Kühltöse: REG-Kühltöse 029.076 404 für 75- und 100-mm-Thyristoren
 Halbleiterbauelement: T 2200 N 3600 ... 4400 [Modell: J-C] (REG-Telefunken)
 Betriebsbedingungen: V_punkt = 150 l/h Q_punkt = 2000 W $\theta_A = 20 \text{ }^\circ\text{C}$
 Kühlmittel: Wasser Seite 1 --> Seite 2 Meßstelle: case
 Aufbau: Kathode <==> Seite 1 | Anode <==> Seite 2

R_11_CA-, R_22_CA- und R_th_JA-Verteilung von 10 Kühltosen bzw. Säulen:

Die Berechnung der R_th_JA-Werte erfolgte bei als konstant angenommenen thermischen Widerständen der Thyristoren:

thermischer Widerstand auf Seite 1 (Kathode) $R_{th_{JC}(1)} = 16.360 \text{ mK/W}$
 thermischer Widerstand auf Seite 2 (Anode) $R_{th_{JC}(2)} = 12.180 \text{ mK/W}$

Bemerkung: Wahrscheinlichkeitsnetz der Normalverteilung

Zu der empirischen und der theoretischen Verteilung sind noch die einseitigen oberen Toleranzgrenzen mit einer statistischen Sicherheit von $\beta = 0.95$ eingezeichnet. Voraussetzung zur Berechnung ist das Vorliegen einer normalverteilten Grundgesamtheit.

Bild 3-31: Graphische Darstellung der Verteilung der thermischen Widerstände

Thermodynamische Eigenschaften von Kühlboxen

Stt_KD - Variante 04 - Kassetten 61/62 - 09. Juli 1984 - Sz

Kühlboxe: AEG-Kühlboxe 029.076 404 für 75- und 100-mm-Thyristoren
 Halbleiterbauelement: T 2200 N 3600 ... 4400 [Modell: J-C] (AEG-Telefunken)
 Betriebsbedingungen: $V_{\text{punkt}} = 150 \text{ V/h}$ $Q_{\text{punkt}} = 2000 \text{ W}$ $\theta_A = 20 \text{ }^\circ\text{C}$
 Kühlmittel: Wasser Seite 1 --> Seite 2 Meßstelle: case
 Aufbau: Kathode <==> Seite 1 | Anode <==> Seite 2

Statistische Auswertung:

arithmetischer Mittelwert	von $R_{\text{th_JA}}$	\bar{x}_{quer}	=	17,392 mK/W
empirische Standardabweichung	von $R_{\text{th_JA}}$	s	=	0,117 mK/W

Minimalwert	von $R_{\text{th_JA}}$	x_{min}	=	17,183 mK/W
Maximalwert	von $R_{\text{th_JA}}$	x_{max}	=	17,548 mK/W
Spannweite	von $R_{\text{th_JA}}$	R	=	0,365 mK/W

Der Kolmogoroff-Test auf eine Normalverteilung mit den oben geschriebenen empirischen Parametern wurde mit einem Signifikanzniveau von $\alpha \geq 0,20$ nicht abgelehnt. Die Testgröße ist $D_n = 0,192$ und der kritische Wert nach Lilliefors $K_{n,\alpha}$ ist $K = 0,215$. Der Umfang der Stichprobe ist $n = 10$.

arithmetischer Mittelwert	von R_{11_CA}	\bar{x}_{quer}	=	18,407 mK/W
empirische Standardabweichung	von R_{11_CA}	s	=	0,351 mK/W

Minimalwert	von R_{11_CA}	x_{min}	=	17,700 mK/W
Maximalwert	von R_{11_CA}	x_{max}	=	18,810 mK/W
Spannweite	von R_{11_CA}	R	=	1,110 mK/W

Der Kolmogoroff-Test auf eine Normalverteilung mit den oben geschriebenen empirischen Parametern wurde mit einem Signifikanzniveau von $\alpha \geq 0,20$ nicht abgelehnt. Die Testgröße ist $D_n = 0,158$ und der kritische Wert nach Lilliefors $K_{n,\alpha}$ ist $K = 0,215$. Der Umfang der Stichprobe ist $n = 10$.

arithmetischer Mittelwert	von R_{22_CA}	\bar{x}_{quer}	=	15,599 mK/W
empirische Standardabweichung	von R_{22_CA}	s	=	0,241 mK/W

Minimalwert	von R_{22_CA}	x_{min}	=	15,270 mK/W
Maximalwert	von R_{22_CA}	x_{max}	=	15,850 mK/W
Spannweite	von R_{22_CA}	R	=	0,580 mK/W

Der Kolmogoroff-Test auf eine Normalverteilung mit den oben geschriebenen empirischen Parametern wurde mit einem Signifikanzniveau von $\alpha \geq 0,05$ nicht abgelehnt. Die Testgröße ist $D_n = 0,248$ und der kritische Wert nach Lilliefors $K_{n,\alpha}$ ist $K = 0,258$. Der Umfang der Stichprobe ist $n = 10$.

Einseitige Konfidenzgrenzen bei normalverteilter Grundgesamtheit:

statistische Sicherheit		ρ	=	0,990
Konf.-Gr. des Erwartungswertes	von $R_{\text{th_JA}}$	μ_o	=	17,497 mK/W
Konf.-Gr. der Standardabweichung	von $R_{\text{th_JA}}$	σ_o	=	0,244 mK/W
Konf.-Gr. der Standardabweichung	von $R_{\text{th_JA}}$	σ_u	=	0,076 mK/W
Konf.-Gr. des Erwartungswertes	von R_{11_CA}	μ_o	=	18,720 mK/W
Konf.-Gr. der Standardabweichung	von R_{11_CA}	σ_o	=	0,729 mK/W
Konf.-Gr. der Standardabweichung	von R_{11_CA}	σ_u	=	0,226 mK/W
Konf.-Gr. des Erwartungswertes	von R_{22_CA}	μ_o	=	15,814 mK/W
Konf.-Gr. der Standardabweichung	von R_{22_CA}	σ_o	=	0,499 mK/W
Konf.-Gr. der Standardabweichung	von R_{22_CA}	σ_u	=	0,155 mK/W

Bild 3-32: Statistische Auswertung der Verteilung der thermischen Widerstände

bleiben die Meßergebnisse der Kühldose Nr. 1 unberücksichtigt.

3.2.5.1 Verteilung der thermischen Widerstände

Die sich ergebende Verteilung der thermischen Widerstände und die daraus berechneten statistischen Parameter zeigen die Bilder 3-31 und 3-32. Der durchgeführte Kolmogoroff-Anpassungs-Test auf eine Normalverteilung wird nicht abgelehnt. Man kann also für weitere Betrachtungen die thermischen Widerstände der Kühldosen als normalverteilt ansehen.

3.2.5.2 Verteilung des Druckabfalls

Bild 3-33 zeigt die linear aufgetragene Dichtefunktion des Druckabfalls von 363 Kühldosen aus der Wareneingangskontrolle. Leider wurden die Ergebnisse in nur 7 Klassen aufgeteilt, so daß eine ordentliche statistische Auswertung nicht möglich ist. Man sieht aber, daß hier keine Normalverteilung, sondern daß eine linkssteile Verteilung vorliegt.

Untersuchung der Zahlen haben ergeben, daß man die Verteilung durch eine dreiparametrische logarithmische Normalverteilung annähern kann, was durch die Bilder 3-34 und 3-35 bestätigt wird. Die empirischen Verteilungsparameter wurden mit der Maximum-Likelihood-Methode berechnet [22] .

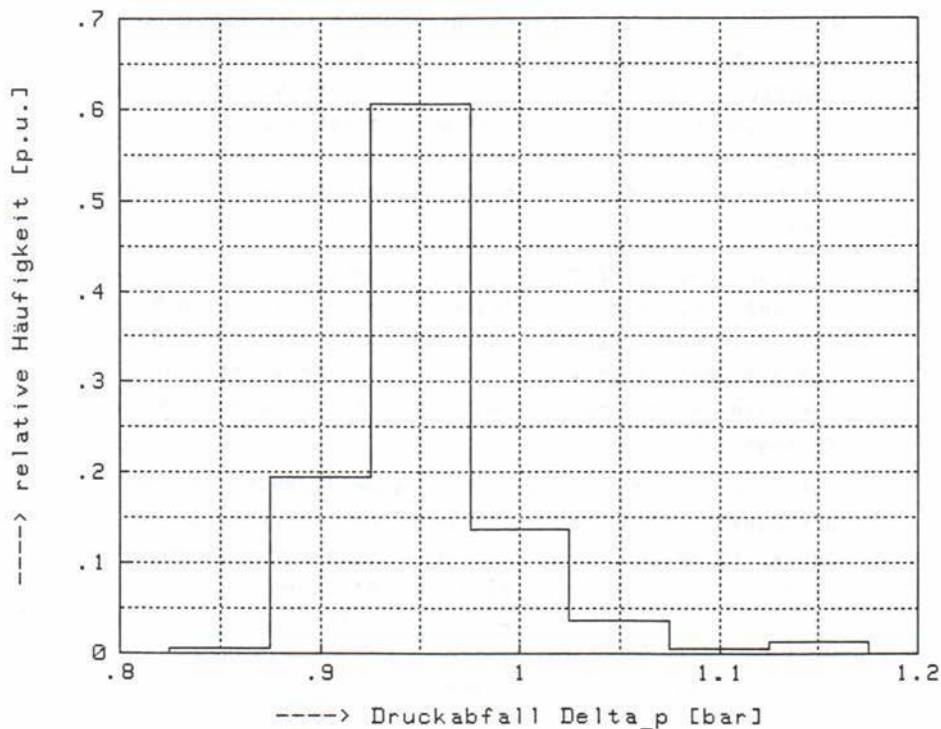
Auf Bild 3-33 wurde auch das arithmetische Mittel des Druckabfalls berechnet, ein Wert, der keine große Aussagekraft hat, da die Wasserkreisläufe der Kühldosen ja nicht in Reihe, sondern parallel betrieben werden. Interessant ist ja vielmehr der Druckabfall Δp_N , der nötig ist, um in n parallel betriebenen Kühldosen, den Volumenstrom $n \cdot \dot{V}_N$ hervorzurufen.

Thermodynamische Eigenschaften von Kühldosen

Stt_KD - Variante 04 - Kassetten 61/62 - 09. Juli 1984 - Sz

Kühldose: AEG-Kühldose 029.076 404 für 75- und 100-mm-Thyristoren
 Halbleiterbauelement: T 2200 N 3600 ... 4400 [Modell: J-C] (AEG-Telefunken)
 Betriebsbedingungen: V_punkt = 150 l/h Q_punkt = 2000 W $\vartheta_A = 20\text{ }^\circ\text{C}$
 Kühlmittel: Wasser Seite 1 --> Seite 2 Meßstelle: case
 Aufbau: Kathode <==> Seite 1 | Anode <==> Seite 2

I	Klassen-Grenzen				Häufigkeit		
	Anfang [bar]	Mitte [bar]	Ende [bar]	Breite [bar]	absolute [Stück]	relative [%]	kumul. [%]
1	0.825	0.850	0.875	0.050	2	0.6	0.6
2	0.875	0.900	0.925	0.050	71	19.6	20.1
3	0.925	0.950	0.975	0.050	220	60.6	80.7
4	0.975	1.000	1.025	0.050	50	13.8	94.5
5	1.025	1.050	1.075	0.050	13	3.6	98.1
6	1.075	1.100	1.125	0.050	2	0.6	98.6
7	1.125				5	1.4	100.0



arithmetischer Mittelwert von Δp x_{quer} = 0.954 bar
 gewichtetes harmonisches Mittel von Δp x_{harm_N} = 0.952 bar
 empirische Standardabweichung von Δp s = 0.044 bar

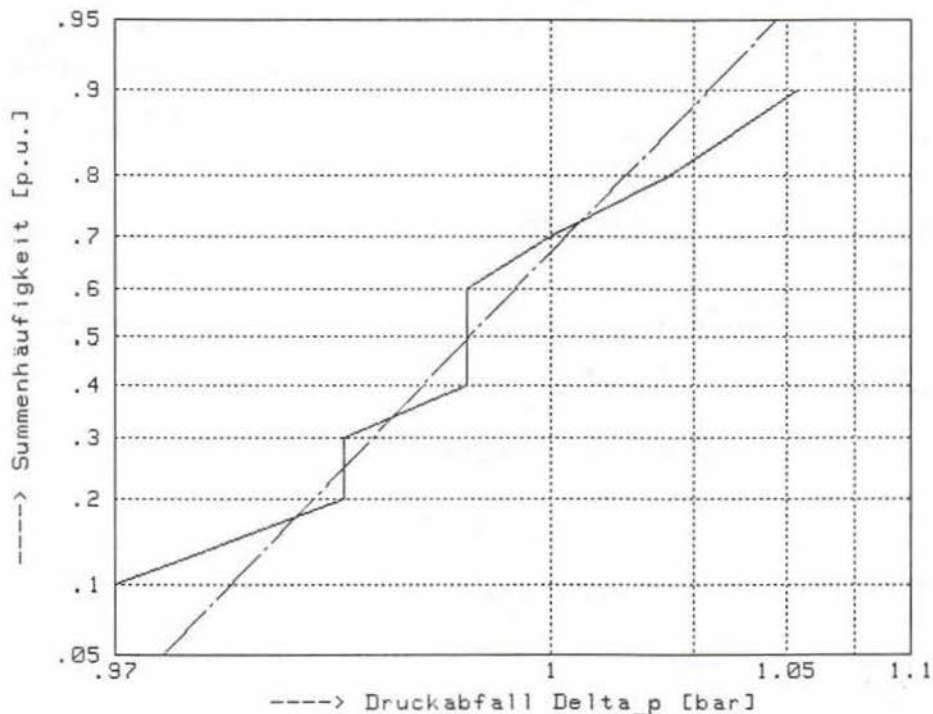
Bild 3-33: Empirische Dichtefunktion des Druckabfalls von 363 Kühldosen
 (Messung beim Wareneingang)

Thermodynamische Eigenschaften von Kühldosen

Stt_KD - Variante 04 - Kassetten 61/62 - 09. Juli 1984 - Sz

Kühldose: AEG-Kühldose 029.076 404 für 75- und 100-mm-Thyristoren
 Halbleiterbauelement: T 2200 N 3600 ... 4400 [Modell: J-C] (AEG-Telefunken)
 Betriebsbedingungen: V_punkt = 150 l/h Q_punkt = 2000 W $\vartheta_A = 20 \text{ }^\circ\text{C}$
 Kühlmittel: Wasser Seite 1 --> Seite 2 Meßstelle: case
 Aufbau: Kathode <==> Seite 1 | Anode <==> Seite 2

Druckabfall-Verteilung von 9 Kühldosen:



Bemerkung: Wahrscheinlichkeitsnetz der dreiparametrischen logarithmischen Normalverteilung mit einem Fluchtpunkt von $\Delta p_0 = 0.962 \text{ bar}$.

Bild 3-34: Druckabfallverteilung (Messung im Labor)

Thermodynamische Eigenschaften von Kühldosen

Stt_KD - Variante 04 - Kassetten 61/62 - 09. Juli 1984 - Sz

Kühldose: AEG-Kühldose 029.076 404 für 75- und 100-mm-Thyristoren
 Halbleiterbauelement: T 2200 N 3600 ... 4400 [Modell: J-C] (AEG-Telefunken)
 Betriebsbedingungen: V_punkt = 150 l/h Q_punkt = 2000 W $\vartheta_A = 20 \text{ }^\circ\text{C}$
 Kühlmittel: Wasser Seite 1 --> Seite 2 Meßstelle: case
 Aufbau: Kathode <==> Seite 1 | Anode <==> Seite 2

Statistische Auswertung:

empirischer Fluchtpunkt	der Verteilung	Δp_0	=	0.962 bar
arithmetischer Mittelwert	der Verteilung	μ_{dp}	=	-3.572
empirische Standardabweichung	der Verteilung	σ_{dp}	=	0.670
arithmetischer Mittelwert	von Δp	x_{quer}	=	0.997 bar
gewichtetes harmonisches Mittel	von Δp	x_{harm_N}	=	0.997 bar
empirische Standardabweichung	von Δp	s	=	0.026 bar
Minimalwert	von Δp	x_{min}	=	0.970 bar
Maximalwert	von Δp	x_{max}	=	1.054 bar
Spannweite	von Δp	R	=	0.084 bar

Der Kolmogoroff-Test auf eine Lognormalverteilung mit den oben geschriebenen empirischen Parametern wurde mit einem Signifikanzniveau von $\alpha \geq 0.20$ nicht abgelehnt. Die Testgröße ist $D_n = 0.172$ und der kritische Wert $K_{n,\alpha}$ ist $K = 0.339$. Der Umfang der Stichprobe ist $n = 9$.

Einseitige obere Konfidenzgrenzen der Verteilung:

statistische Sicherheit	ϵ	=	0.950
Konf.-Gr. des Erwartungswertes von Δp	μ_o	=	1.013 bar
Konf.-Gr. der Standardabweichung von Δp	x_{str_o}	=	0.136 bar
Konf.-Gr. der Verteilungs-Parameter	Δp_{0_o}	=	0.992 bar
Konf.-Gr. der Verteilungs-Parameter	μ_{schl_o}	=	-3.157
Konf.-Gr. der Verteilungs-Parameter	σ_{schl_o}	=	1.147

Korrelationsbeziehungen zwischen den Parametern:

Umfang der Stichprobe	n	=	10
emp. Korr.-Koeffiz. zw. R_{th_JA} u. R_{11_CA}	r^x	=	0.815
Rang-Korr.-Koeff. n. Spearman m. Bindungen	$r_{S,B}$	=	0.733
Umfang der Stichprobe	n	=	10
emp. Korr.-Koeffiz. zw. R_{th_JA} u. R_{22_CA}	r^x	=	0.866
Rang-Korr.-Koeff. n. Spearman m. Bindungen	$r_{S,B}$	=	0.839
Umfang der Stichprobe	n	=	9
Rang-Korrelations-Koeffizient zwischen R_{th_JA} und Δp nach Spearman mit Bindungen	$r_{S,B}$	=	-0.647
Umfang der Stichprobe	n	=	10
emp. Korr.-Koeffiz. zw. R_{11_CA} u. R_{22_CA}	r^x	=	0.375
Rang-Korr.-Koeff. n. Spearman m. Bindungen	$r_{S,B}$	=	0.383
Umfang der Stichprobe	n	=	9
Rang-Korrelations-Koeffizient zwischen R_{11_CA} und Δp nach Spearman mit Bindungen	$r_{S,B}$	=	-0.264
Umfang der Stichprobe	n	=	9
Rang-Korrelations-Koeffizient zwischen R_{22_CA} und Δp nach Spearman mit Bindungen	$r_{S,B}$	=	-0.562

Bild 3-35: Statistische Auswertung der Druckabfallverteilung und Korrelation zwischen den thermodynamischen Parametern der Kühldosen

Für den Druckverlust innerhalb eines Rohres gilt nach [14]

$$\Delta p = \xi_w \cdot \frac{1}{d_i} \cdot \frac{\rho \cdot w_i^2}{2} \quad (32-16)$$

mit dem Widerstandsbeiwert für turbulente Strömung in Rohrwindeln

$$\xi_w = \frac{0,3164}{Re^{0,25}} \left[1 + 0,095 \left(\frac{d_i}{D} \right)^2 \cdot Re^{0,25} \right], \quad (32-17)$$

der Geschwindigkeit des Kühlmittels im Rohr

$$w_i = \frac{4}{\pi \cdot d_i^2} \cdot \dot{V} \quad (32-18)$$

und der Reynolds-Zahl

$$Re = \frac{w_i \cdot \rho \cdot d_i}{\eta} \quad (32-19)$$

Wendet man diese ursprünglich für Rohrwindeln bestimmten Gleichungen als Näherungen für die hier vorliegende Rohrspirale an und setzt dazu die Gln. (32-17) bis (32-19) in Gl. (32-16) ein, so erhält man prinzipiell

$$\Delta p = k_1 \cdot \dot{V}^2 + k_2 \cdot \dot{V}^{7/4}. \quad (32-20)$$

Das Verhältnis k_1 zu k_2 wird aus der Geometrie der Rohrspirale bestimmt. Am Außenrand der Kühldose ist der Krümmungsradius $D = 113$ mm, innen ist $D = 27$ mm, d. h. mit

$$\frac{k_1}{k_2} = 0,095 \left(\frac{d_i}{D} \right)^2 \quad (32-21)$$

und dem Innendurchmesser des Rohres von $d_i = 4,5$ mm liegt das Verhältnis zwischen

$$\frac{k_1}{k_2} = 0,151 \cdot 10^{-3} \dots 2,64 \cdot 10^{-3}. \quad (32-22)$$

Im Rahmen der hier vorliegenden Meßgenauigkeit und auch in Hinblick auf die Ähnlichkeit von \dot{V}^2 und $\dot{V}^{7/4}$ kann man also näherungsweise

$$\Delta p = k \cdot \dot{V}^{7/4} \quad (32-23)$$

aufschreiben, eine Gleichung, die auch experimentell bestätigt wurde.

Bestimmt man k für eine bestimmte Kühldose i , gilt damit

$$k_i = \frac{\Delta p_i}{\dot{V}_N^{7/4}} \quad (32-24)$$

mit \dot{V}_N , dem bei der Messung fließenden Volumenstrom. Für den Betrieb mit einem anderen Druckabfall gilt

$$\dot{V} = \left(\frac{\Delta p}{k_i} \right)^{4/7} = \dot{V}_N \cdot \Delta p^{4/7} \cdot (\Delta p_i)^{-4/7}, \quad (32-25)$$

und für n parallele Kühldosen erhält man

$$V_\Sigma = \sum_{i=1}^n \left(\frac{\Delta p}{k_i} \right)^{4/7} = \Delta p^{4/7} \cdot \dot{V}_N \cdot \sum_{i=1}^n (\Delta p_i)^{-4/7}. \quad (32-26)$$

Das gewichtete harmonische Mittel des Druckabfalls wird damit

$$\Delta p_N = \left[\frac{n}{\sum_{i=1}^n (\Delta p_i)^{-4/7}} \right]^{7/4} \quad (32-27)$$

3.2.5.3 Korrelationskoeffizienten

Bild 3-35 zeigt die errechneten Korrelationskoeffizienten zwischen den thermodynamischen Parametern der Kühldosen. Die Gleichungen zur Berechnung der Parameter wurden [10] entnommen. Nun darf aber der empirische Korrelationskoeffizient r^* sinnvoll nur zwischen normalverteilten Grundgesamtheiten angewandt werden, so daß bei den Beziehungen zu Δp nur der Rang-Korrelationskoeffizient errechnet wurde, da Δp nicht normalverteilt ist.

Das zwischen R_{thJA} und R_{11CA} bzw. R_{22CA} algorithmische Beziehungen bestehen, muß nicht mit den Korrelationskoeffizienten nachgewiesen werden, dies ergibt sich aus Abschnitt 3.3.1.2. Interessanter ist der Zusammenhang zwischen Druckabfall und R_{11CA} bzw. R_{22CA} und den thermischen Widerständen untereinander. Leider liegt hier nur eine kleine Stichprobe vor, so daß sich keine sehr scharfen Aussagen machen lassen.

Zuerst betrachte man den Zusammenhang zwischen dem Druckabfall und den thermischen Widerständen. Der Zusammenhang zwischen R_{22CA} und Δp ist bereits signifikant auf ca. 6 %-Niveau, zwischen R_{11CA} und Δp kann von einer signifikanten Korrelation nicht gesprochen werden. Nun besteht aber zwischen Druckabfall und Wärmeübergang im Rohr ein unmittelbarer Zusammenhang [14], mit steigendem Druckabfall wird der Wärmeübergang besser. So hat der berechnete negative Rang-Korrelationskoeffizient seinen analytischen Hintergrund, der beim Zusammenhang zwischen R_{thJA} und Δp mit einem Signifikanzniveau von ca. 4 % noch deutlicher ausgedrückt wird. Man hat hier den vorteilhaften Effekt, daß bei den Kühldosen, die bedingt durch den höheren Druckabfall einen kleineren Volumenstrom des Kühlmittels aufweisen, wenigstens die thermischen Widerstände (bezogen auf \dot{V}_N) kleiner sind.

Die Schwankungen des Druckabfalls der Kühldose sind nun aber nicht nur durch Schwankungen des Innendurchmessers und der Rauigkeit hervorgerufen, sondern auch durch Knickstellen, insbesondere in der Mitte der Spirale der Kühldose. Eine solche Knickstelle (oder auch eine Teilverstopfung) erhöht zwar den Druckabfall, die dadurch hervorgerufene Verbesserung des Wärmeüberganges ist aber nur minimal. Außerdem rufen auch Inhomogenitäten u. a. im Aluminium-Körper der Kühldose Schwankungen der thermischen Widerstände hervor.

Die schwach positive Korrelation zwischen den thermischen Widerständen R_{11CA} und R_{22CA} , die aber noch nicht signifikant ist, könnte ihre Erklärung in den gemeinsamen Beziehungen über den Druckabfall finden.

Berechnet man den partiellen Rangkorrelationskoeffizienten zwischen R_{11CA} und R_{22CA} unter Δp nach Kendall [23], so ergibt sich ein Wert von $\tau(R_{11CA}, R_{22CA})/\Delta p = 0,272$

gegenüber dem direkt ermittelten Kendall'schen τ von

$$\tau(R_{11CA}, R_{22CA}) = 0,389.$$

Um hier zu genaueren Aussagen zu gelangen, wäre die Untersuchung einer größeren Zahl von Kühldosen erforderlich. Zum Nachweis eines Korrelationskoeffizienten von 0,2 auf 5 % Signifikanzniveau sind z. B. Messungen an ca. 70 Kühldosen erforderlich.

3.2.5.4 Auswahl einer repräsentativen Kühldose

Wegen der Vielzahl und dem Aufwand der durchzuführenden Messungen können diese nur mit einer repräsentativen Kühldose durchgeführt werden. Diese Kühldose soll am oberen Toleranzniveau liegen, da bei den Untersuchungen in erster Linie Höchstwerte interessieren. Nun liegt es nahe, die Meßergebnisse der Kühldose Nr. 2 als repräsentativ für den Höchstwert der thermischen Widerstände anzusehen. Man muß nun bestimmen, welches Toleranzintervall die Meßwerte dieser Kühldose repräsentieren. Da bei großen zu untersuchenden Stückzahlen die Normalverteilung der thermischen Widerstände nicht mehr gewährleistet sein muß, ist es sicherer, ein verteilungsfreies Verfahren anzuwenden. Nach [23] gilt für die Trefferwahrscheinlichkeit

$$p \approx \frac{2 [2n + 1 - r - m] - \chi_{2(r+m);1-\alpha}^2}{2 [2n + 1 - r - m] + \chi_{2(r+m);1-\alpha}^2} \quad (32-28)$$

mit n , dem Stichprobenumfang und r und m , den laufenden Nummern der als repräsentativ anzusehenden Meßwerte. Da hier nur ein einseitiges, oberes Toleranzintervall interessiert, ist $r = 0$. Bei einer Irrtumswahrscheinlichkeit von $\alpha = 0,1$ erhält man mit dem Quantil der χ^2 -Verteilung $\chi_{2;0,9}^2 = 4,61$ eine Trefferwahrscheinlichkeit $p \approx 0,79$.

Man kann also die Kühldose Nr. 2 als repräsentativ für den 80-%-Wert der Verteilung annehmen, muß dabei aber eine Irrtumswahrscheinlichkeit von 10 % in Kauf nehmen.

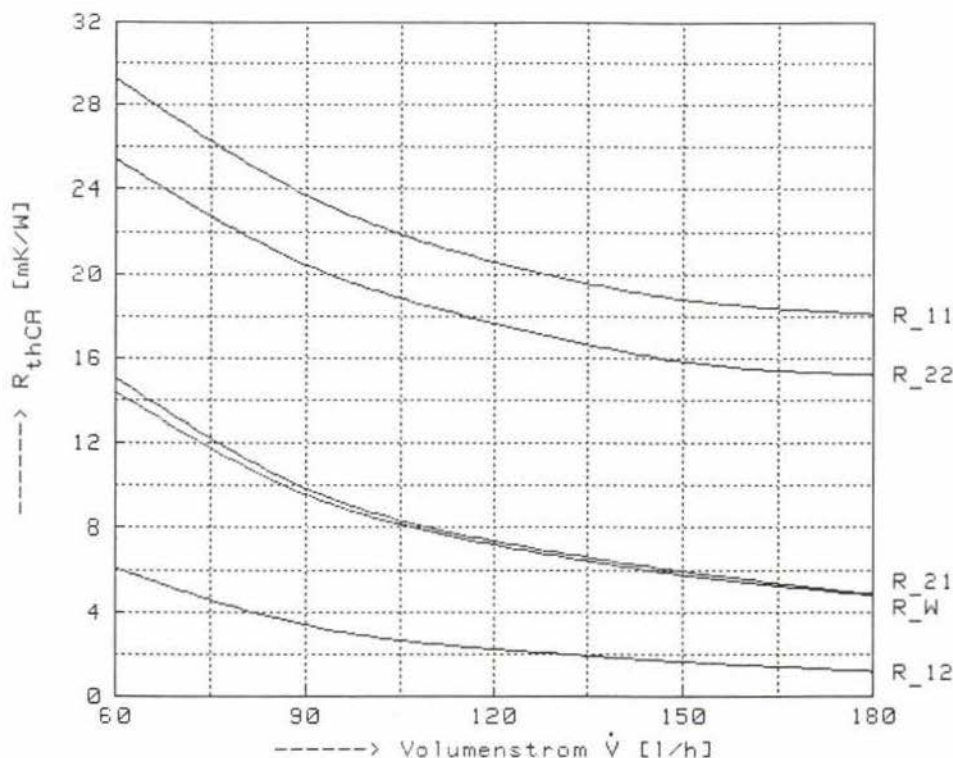
3.2.6 Stationäre thermische Parameter der Kühldosen

Die thermischen Parameter der Kühldose Nr. 2 wurden im Zusammenwirken mit dem Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 weiter untersucht. Das Bild 3-36 zeigt die dabei erzielten Ergebnisse.

Berlin, den 22. Februar 1984

Stationäres thermisches Verhalten der Kühlknoten

Diss_B - Variante 01 - Kassetten 57/58 - 21. Februar 1984 - 52



Arbeitspunkt: $\vartheta_A = 20 \text{ }^\circ\text{C}$, $\dot{Q} = 2000 \text{ W}$

Kathode \Leftarrow Seite 1 | Anode \Leftarrow Seite 2

Kühlmittelrichtung von Seite 1 zu Seite 2

Meßstellen am Gehäuse (case) des Thyristors

Bild 3-36: Stationäre thermische Parameter (80%-Werte) der Kühlknoten
REG 029.076 404 (\varnothing 100 mm) in Zusammenwirken mit dem Thyristor
T 2200 N 3600 ... 4400 (\varnothing 100 mm)

Mit steigendem Kühlmittelvolumenstrom \dot{V} sinken die fünf thermischen Parameter der Kühldose, wobei eine weitere Vergrößerung von \dot{V} die bei der Auslegung dominierenden Parameter R_{11} und R_{22} nur noch wenig reduzieren würde. Außerdem stehen einer solchen Erhöhung auch zu große mechanische Beanspruchungen der Rohrwände entgegen.

Der thermische Widerstand der Seite der Kühldose, an der die Kathode des Thyristors anliegt (hier Seite 1), ist auf Grund der ausgeprägteren Wärmestromeinschnürung generell größer als der thermische Widerstand, der an der Anode anliegenden Seite. Der Durchgriff der Kühldose auf die Seite, auf der das Kühlmittel abfließt, lehnt sich weit an den formalen thermischen Widerstand des Kühlmittels R_W an, ist aber immer geringfügig größer. Der Durchgriff auf die andere Seite liegt, je nach Größe des Kühlmittelvolumenstromes bei etwa 20 bis 50 % von R_W .

Es wurden auch Messungen mit umgedrehter Kühlmittelrichtung und mit vertauschten Anoden- bzw. Kathodenseiten durchgeführt. Dabei zeigte sich, daß die Vertauschung der Anoden- mit der Kathodenseite, wenn gleichzeitig die Kühlmittelrichtung vertauscht wurde, keinen signifikanten Einfluß auf die Ergebnisse hatte. Dagegen wirkte sich die alleinige Vertauschung der Kühlmittelrichtung auf die erzielten Ergebnisse aus. Auf der jeweils abfließenden (wärmeren) Seite wurden die thermischen Widerstände niedriger, auf der zufließenden (kälteren) Seite höher. Ursache ist die mit steigender Temperatur abnehmende Viskosität des Kühlmittels (das Wasser wird "flüssiger") und die damit abnehmende Grenzschichtstärke.

3.3 Verhalten der Halbleiterbauelemente und der Kühlelemente im Säulenverband

Mit den Gln. (31-1,2) für zweiseitig gekühlte Halbleiterbauelemente und Gl. (32-8) für die Kühldosen wird das stationäre thermische Verhalten der eingesetzten Bauteile in Hochleistungsventilen vollständig beschrieben. Nun ist es noch erforderlich, Gleichungen abzuleiten, die das Zusammenwirken der Halbleiterbauelemente und der Kühldosen im Säulenverband beschreiben.

3.3.1 Verhalten einer unendlich langen, symmetrischen Säule

3.3.1.1 Konventionelles Berechnungsverfahren

Beim konventionellen Berechnungsverfahren wurde der thermische Gesamtwiderstand mit

$$R_{thJA}^* = R_{thJG}^* + R_{thGM}^* + \frac{1}{2} R_W \quad (33-1)$$

ermittelt. Bei Verwendung des thermischen Widerstandes R_{thGA}^* aus Gl. (32-12) geht der Wert R_W nicht mehr in die Rechnung ein:

$$R_{thJA}^* = R_{thJG}^* + R_{thGA}^* \quad (33-2)$$

Dies macht deutlich, daß ein Bezug der Kühldosenparameter auf die mittlere Kühlmitteltemperatur keinen Vorteil bringt, da dann ein Anteil subtrahiert wird, der zur Berechnung des Endergebnisses mit Gl. (33-1) wieder addiert werden muß.

3.3.1.2 Berücksichtigung der gegenseitigen Abhängigkeiten

Am einfachsten ist das stationäre thermische Verhalten einer unendlich langen Säule aus Halbleiterbauelementen und Kühldosen, die alle gleiche thermische Parameter haben, zu berechnen. Auch die Kühlmittelzulauftemperatur soll in allen Kühldosen gleich groß sein. Zwangsläufig sind dann alle Ersatzsperrschichttemperaturen ebenfalls gleich.

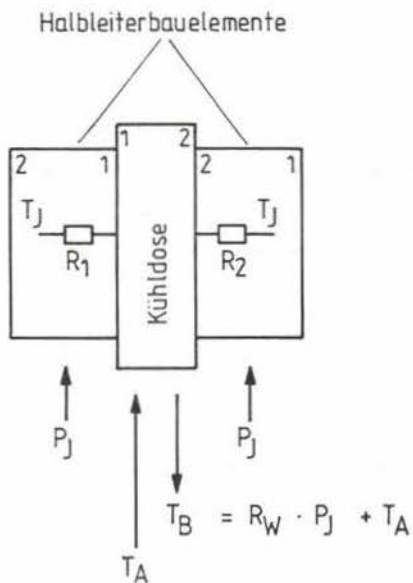


Bild 3-37: Ausschnitt aus einer unendlich langen, symmetrischen Säule aus zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen und Kühl-dosen

Mit den Bezeichnungen aus Bild 3-37 ergeben sich die Gleichungen

$$T_J = R_1 \cdot P_1 + T_1 = R_2 \cdot P_2 + T_2 \quad (33-3)$$

$$T_1 = R_{11} \cdot P_1 + R_{12} \cdot P_2 + T_A \quad (33-4)$$

$$T_2 = R_{21} \cdot P_1 + R_{22} \cdot P_2 + T_A \quad (33-5)$$

$$P_J = P_1 + P_2 \quad (33-6)$$

Daraus erhält man für die Unbekannten

$$T_1 = \frac{R_{11}(R_2 + R_{22}) + R_{12}(R_1 - R_{21})}{R_1 + R_2 + R_{11} - R_{12} - R_{21} + R_{22}} \cdot P_J + T_A \quad (33-7)$$

$$T_2 = \frac{R_{21}(R_2 - R_{12}) + R_{22}(R_1 + R_{11})}{R_1 + R_2 + R_{11} - R_{12} - R_{21} + R_{22}} \cdot P_J + T_A \quad (33-8)$$

$$P_1 = \frac{R_2 + R_{22} - R_{12}}{R_1 + R_2 + R_{11} - R_{12} - R_{21} + R_{22}} \cdot P_J \quad (33-9)$$

$$P_2 = \frac{R_1 + R_{11} - R_{21}}{R_1 + R_2 + R_{11} - R_{12} - R_{21} + R_{22}} \cdot P_J \quad (33-10)$$

und letztlich für den thermischen Widerstand bei unendlich langer Säule

$$R_{thJA} \Big|_{\infty} = \frac{T_J - T_A}{P_J} = \frac{(R_1 + R_{11}) \cdot (R_2 + R_{22}) - R_{12} \cdot R_{21}}{R_1 + R_2 + R_{11} - R_{12} - R_{21} + R_{22}} \quad (33-11)$$

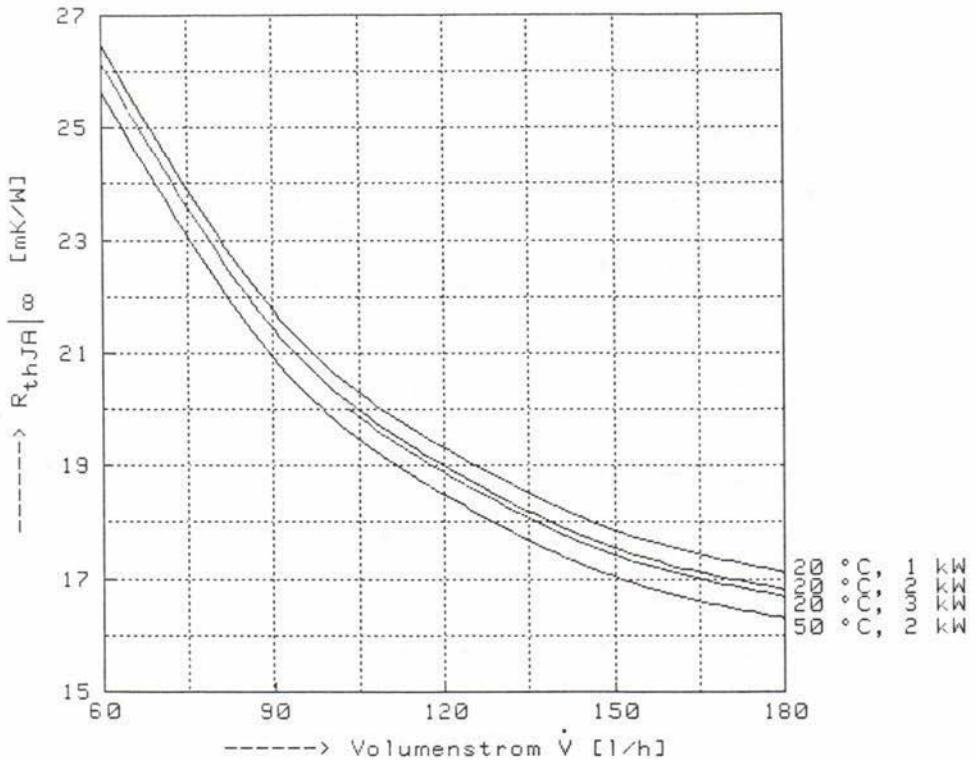
Für $R_{12} = R_{21} = 0$ enthalten die Gleichungen auch den Fall unabhängiger Kühlung entsprechend Bild 3-3.

Bild 3-38 zeigt die aus Bild 3-36 ermittelten Verläufe des stationären thermischen Widerstandes einer unendlich langen, symmetrischen Säule aus Thyristoren und Kühlhosen als Funktion des Kühlmittelvolumenstromes.

Dabei zeigte sich auch hier ein Einfluß der Kühlmittelrichtung. Im allgemeinen wurden mit einer Kühlmittelrichtung von der Anoden- zur Kathodenseite niedrigere Widerstände erreicht. Die Unterschiede liegen aber nur in

Stationäres Verhalten von Säulen aus Dioden bzw. Thyristoren und Kühldosen

Diss_B - Variante 01 - Kassetten 57/58 - 21. Februar 1984 - Sz



Parameter: Kühlmittelzuflußtemperatur ϑ_R [°C]
 kalorimetrische Leistung \dot{Q} [kW]
 Arbeitsbedingungen: Kathode <=> Seite 1 | Anode <=> Seite 2
 Kühlmittelrichtung von Seite 1 zu Seite 2

Bild 3-38: Stationärer thermischer Widerstand $R_{thJA}|_{\infty}$ in einer unendlich langen, symmetrischen Säule aus Kühldosen AEG 029.076 404 (\varnothing 100 mm) und Thyristoren T 2200 N 3600 ... 4400 (\varnothing 100 mm)

der Größenordnung von etwa 1 %, gehen also im Rahmen der hier vorliegenden Meßunsicherheiten verloren. Für das Bild 3-38 wurden die ungünstigeren Werte verwendet (Kühlmittelrichtung von der Kathoden- zur Anodenseite).

3.3.1.3 Vergleich beider Rechenverfahren

Ein Zahlenbeispiel möge zunächst die Ergebnisse verdeutlichen:

Gegeben: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400

Anode \leftrightarrow Seite 1 / Kathode \leftrightarrow Seite 2

Kühlwasserrichtung von Seite 2 zu Seite 1

$$R_1 = 12,18 \frac{\text{mK}}{\text{W}} \quad R_2 = 16,36 \frac{\text{mK}}{\text{W}}$$

Kühldose AEG 029.076 404 für 100-mm-Thyristoren

$$\dot{V}_A = 60 \frac{1}{\text{h}}, \vartheta_A = 20,0 \text{ }^\circ\text{C}, \vartheta_B = 49,5 \text{ }^\circ\text{C},$$

$$P_1 + P_2 = 2080 \text{ W}$$

$$R_{11} = 25,44 \frac{\text{mK}}{\text{W}} \quad R_{12} = 15,03 \frac{\text{mK}}{\text{W}}$$

$$R_{21} = 6,05 \frac{\text{mK}}{\text{W}} \quad R_{22} = 29,25 \frac{\text{mK}}{\text{W}}$$

Gesucht: $R_W, \dot{Q}, R_{thJA}^*, \vartheta_1, \vartheta_2, P_1, P_2, R_{thJA} |_{\infty}, \vartheta_J$

$$\text{Lösung: } \dot{M} = \rho_A \cdot \dot{V}_A = 998,3 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot 60 \frac{1}{\text{h}} \cdot \frac{1 \text{ m}^3 \cdot \text{h}}{3,6 \cdot 10^6 \cdot 1 \cdot \text{s}} = 16,64 \frac{\text{g}}{\text{s}}$$

$$R_W = \frac{1}{\dot{M} \cdot \bar{c}_p} = \frac{1}{0,01664 \frac{\text{kg}}{\text{s}} \cdot 4180 \frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot \text{K}}} = 14,38 \frac{\text{mK}}{\text{W}}$$

$$\dot{Q} = \frac{\vartheta_B - \vartheta_A}{R_W} = \frac{(49,5 - 20,0) \text{ K}}{14,38 \frac{\text{mK}}{\text{W}}} = 2052 \text{ W}$$

$$R_{thJC}^* = \frac{R_1 \cdot R_2}{R_1 + R_2} = \frac{12,18 \cdot 16,36}{12,18 + 16,36} \frac{\text{mK}}{\text{W}} = 6,98 \frac{\text{mK}}{\text{W}}$$

$$R_{thCM}^* = \frac{1}{4} (R_{11} + R_{12} + R_{21} + R_{22}) - \frac{1}{2} R_W = 11,75 \frac{\text{mK}}{\text{W}}$$

$$R_{thJA}^* = (6,98 + 11,75 + \frac{1}{2} \cdot 14,38) \frac{\text{mK}}{\text{W}} = 25,92 \frac{\text{mK}}{\text{W}}$$

$$\vartheta_1 = \frac{25,44(16,36+29,25)+15,03(12,18-6,05)}{12,18+16,36+25,44-15,03-6,05+29,25} \frac{\text{mK}}{\text{W}} \cdot 2052 \text{ W} + 20^\circ\text{C} = 61,4^\circ\text{C}$$

$$\vartheta_2 = \frac{6,05(16,36-15,03)+29,25(12,18+25,44)}{\dots\dots} \frac{\text{mK}}{\text{W}} \cdot 2052 \text{ W} + 20^\circ\text{C} = 56,3^\circ\text{C}$$

$$P_1 = \frac{16,36 + 29,25 - 15,03}{\dots\dots} \cdot 2052 \text{ W} = 1009,7 \text{ W}$$

$$P_2 = \frac{12,18 + 25,44 - 6,05}{\dots\dots} \cdot 2052 \text{ W} = 1042,3 \text{ W}$$

$$R_{\text{thJA}} \Big|_{\infty} = \frac{(12,18+25,44)(16,36+29,25) - 15,03 \cdot 6,05}{\dots\dots} \frac{\text{mK}}{\text{W}} = 26,15 \frac{\text{mK}}{\text{W}}$$

$$\vartheta_J = R_{\text{thJA}} \Big|_{\infty} \cdot P_J + \vartheta_A = 26,15 \frac{\text{mK}}{\text{W}} \cdot 2052 \text{ W} + 20^\circ\text{C} = 73,6^\circ\text{C}$$

Welchen Einfluß haben die "Durchgriffe" der Kühldose auf das erzielte Ergebnis?

Dieser Einfluß ist für das oben durchgerechnete Beispiel in Bild 3-39 mit variierten Werten für die Durchgriffe R_{12} und R_{21} dargestellt. Das konkrete Beispiel ist in das Diagramm als Punkt eingetragen. Eine Verallgemeinerung ist nur schlecht möglich, allerdings besteht die Tendenz, daß die sich ergebenden Abweichungen mit wachsendem Volumenstrom immer kleiner werden. Beim Vergleich ist allerdings zu berücksichtigen, daß zu den in Bild 3-39 dargestellten Abweichungen unter Umständen noch die bei der Messung von R_{thJC} nach Bild 3-4 und die bei der Messung von R_{thCA}^* nach Bild 3-29 auftretenden Abweichungen addiert werden müssen. Im Einzelfall können sich diese Abweichungen auch aufheben, insbesondere dann, wenn die Messung der Sperrschichttemperatur zusammen mit der später verwendeten Kühleinrichtung erfolgt. Davon kann man aber nicht ausgehen.

3.3.2 Verhalten einer endlich langen Säule

Bild 3-40 zeigt eine endlich lange Säule aus n zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen und $n + 1$ Kühldosen bei beliebig unsymmetrischen Kühlbedingungen. Deren Verhalten soll in folgendem berechnet werden.

Stationärer Wärmewiderstand von zweiseitig gekühlten Bauelementen
in unendlich langen, symmetrischen Säulen

Darstellung des Einflusses der Durchgriffe R_{12} und R_{21}

R_{thJA} - Kassetten 41/42 - Variante 01 - 22. November 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)

stationärer Wärmewiderstand der Anodenseite	$R_{1_JC} = R_{th_JC(A)} = 12.18$ mK/W
stationärer Wärmewiderstand der Kathodenseite	$R_{2_JC} = R_{th_JC(K)} = 16.36$ mK/W
idealer Wärmewiderstand des Bauelementes	$R_{th_JC} = 6.98$ mK/W

Kühlelement: 100-mm-Kühl-dose REG 029.076 404 mit $V_{punkt} = 60$ l/h

stationärer Wärmewiderstand der Anodenseite	$R_{11_CA} = R_{th_CA(A)} = 25.44$ mK/W
Durchgriff von der Kathoden- zur Anodenseite	$R_{12_CA} = 15.03$ mK/W
Durchgriff von der Anoden- zur Kathodenseite	$R_{21_CA} = 6.05$ mK/W
stationärer Wärmewiderstand der Kathodenseite	$R_{22_CA} = R_{th_CA(K)} = 29.25$ mK/W
formaler Wärmewiderstand des Kühlelementes	$R_{th_CA^*} = 18.94$ mK/W

Unendlich lange, symmetrische Säule:

konventioneller Wärmewiderstand	$R_{th_JA^*} = 25.92$ mK/W
Wärmewiderstand mit Berücksichtigung der Durchgriffe	$R_{th_JA} = 26.14$ mK/W

Parameter: $(R_{12} + R_{21}) / (R_{11} + R_{22})$

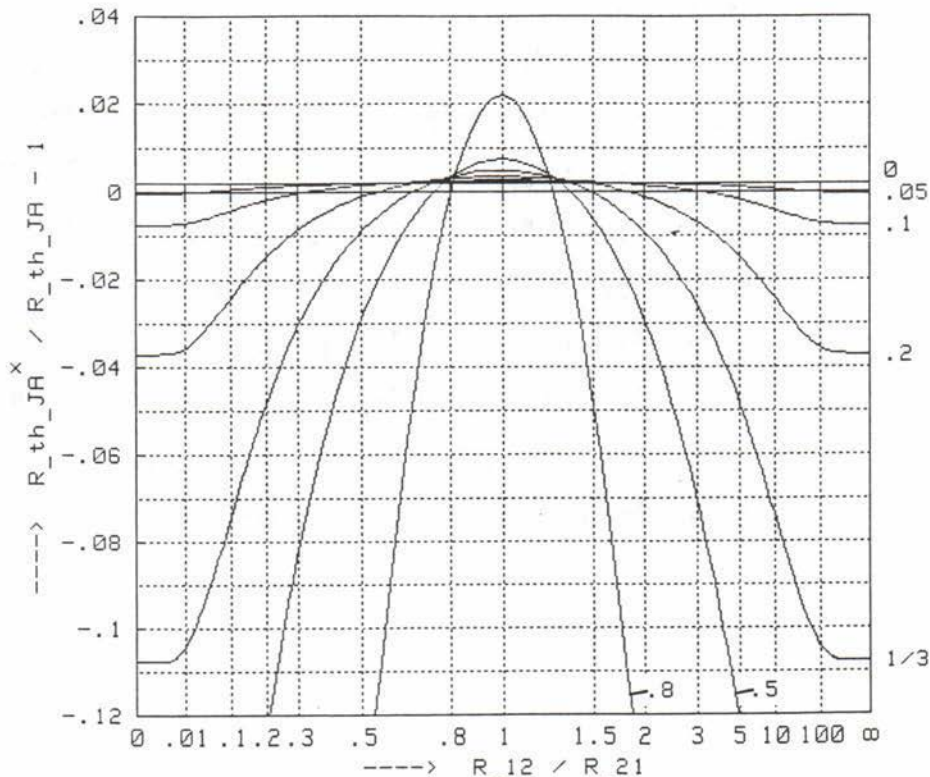


Bild 3-39: Einfluß der Durchgriffe der Kühl-dose auf das erzielte Ergebnis für den stationären Wärmewiderstand in der unendlich langen Säule

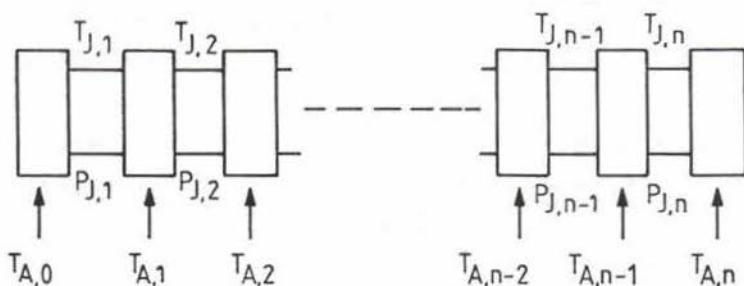


Bild 3-40: Endlich lange Säule aus n Halbleiterbauelementen und $n+1$ Kühldosen

3.3.2.1 Gleichungssystem

Einen Ausschnitt aus der Säule um das i -te Halbleiterbauelement herum stellt Bild 3-41 dar. Hier gelten folgende Gleichungen:

$$T_{J,i} = R_{1,i} \cdot P_{1,i} + T_{1,i} \quad (33-12)$$

$$T_{J,i} = R_{2,i} \cdot P_{2,i} + T_{2,i} \quad (33-13)$$

$$P_{J,i} = P_{1,i} + P_{2,i} \quad (33-14)$$

$$T_{1,i} = R_{11,i} \cdot P_{1,i} + R_{12,i} \cdot P_{2,i+1} + T_{A,i} \quad (33-15)$$

$$T_{2,i} = R_{21,i-1} \cdot P_{1,i-1} + R_{22,i-1} \cdot P_{2,i} + T_{A,i-1} \quad (33-16)$$

$$T_{J,i-1} = R_{1,i-1} \cdot P_{1,i-1} + T_{1,i-1} \quad (33-17)$$

$$T_{J,i+1} = R_{2,i+1} \cdot P_{2,i+1} + T_{2,i+1} \quad (33-18)$$

$$T_{1,i-1} = R_{11,i-1} \cdot P_{1,i-1} + R_{12,i-1} \cdot P_{2,i} + T_{A,i-1} \quad (33-19)$$

$$T_{2,i+1} = R_{21,i} \cdot P_{1,i} + R_{22,i} \cdot P_{2,i+1} + T_{A,i} \quad (33-20)$$

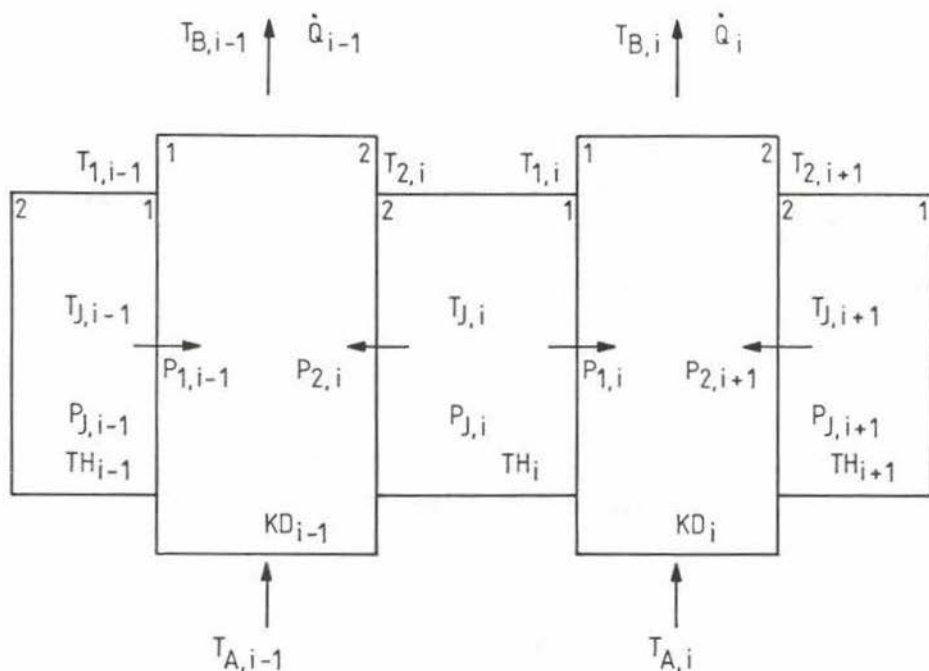


Bild 3-41: Ausschnitt aus einer Säule um das i -te Halbleiterbauelement

Diese 9 Gleichungen können durch längere Rechnung in die Form

$$\begin{aligned}
 & -\frac{R_{12,i}}{N_{i+1}} T_{J,i+1} + \left[\frac{R_{2,i+1} + R_{22,i}}{N_{i+1}} + \frac{R_{1,i-1} + R_{11,i-1}}{N_i} \right] T_{J,i} - \frac{R_{21,i-1}}{N_i} T_{J,i-1} = \\
 & = \frac{R_{1,i-1} + R_{11,i-1} - R_{21,i-1}}{N_i} T_{A,i-1} + P_{J,i} + \frac{R_{2,i+1} + R_{22,i} - R_{12,i}}{N_{i+1}} T_{A,i}
 \end{aligned} \quad (33-21)$$

mit

$$N_i = (R_{1,i-1} + R_{11,i-1}) \cdot (R_{2,i} + R_{22,i-1}) - R_{12,i-1} \cdot R_{21,i-1} \quad (33-22)$$

überführt werden.

Man hat hier ein tridiagonales Gleichungssystem zur Berechnung der Sperrschichttemperaturen $T_{J,i}$ erhalten, das sehr produktiv durch LR-Zerlegung [24] lösbar ist. Eine gesonderte Behandlung erfordern allerdings noch die Halbleiterbauelemente an den Rändern (Gleichungen für $T_{J,1}$ und $T_{J,n}$). Für $i = 1$ gilt

$$\begin{aligned} & \left(\frac{R_{2,2} + R_{22,1}}{N_2} + \frac{1}{R_{2,1} + R_{22,0}} \right) T_{J,1} - \frac{R_{12,1}}{N_2} T_{J,2} = \\ & = \frac{T_{A,0}}{R_{2,1} + R_{22,0}} + P_{J,1} + \frac{R_{2,2} + R_{22,1} - R_{12,1}}{N_2} T_{A,1} \quad (33-23) \end{aligned}$$

Analog erhält man für das Ende der Säule

$$\begin{aligned} & \left(\frac{1}{R_{1,n} + R_{11,n}} + \frac{R_{1,n-1} + R_{11,n-1}}{N_n} \right) T_{J,n} - \frac{R_{21,n-1}}{N_n} T_{N,n-1} = \\ & = \frac{R_{1,n-1} + R_{11,n-1} - R_{21,n-1}}{N_n} T_{A,i-1} + P_{J,n} + \frac{T_{A,n}}{R_{1,n} + R_{11,n}} \quad (33-24) \end{aligned}$$

Für die in den einzelnen Kühldosen umgesetzten Leistungen erhält man aus

$$\dot{Q}_i = P_{1,i} + P_{2,i+1} \quad (33-25)$$

zusammen mit dem Gleichungssystem (33-12...20)

$$\dot{Q}_i = \frac{1}{N_{i+1}} \left[(R_{2,i+1} + R_{22,i} - R_{21,i}) \cdot (T_{J,i} - T_{A,i}) + (R_{1,i} + R_{11,i} - R_{12,i}) \cdot (T_{J,i+1} - T_{A,i}) \right] \quad (33-26)$$

mit den speziellen Gleichungen für den Rand

$$\dot{Q}_0 = \frac{T_{J,1} - T_{A,0}}{R_{2,1} + R_{22,0}} \quad (33-27)$$

$$\dot{Q}_n = \frac{T_{J,n} - T_{A,n}}{R_{1,n} + R_{21,n}} \quad (33-28)$$

Die Berechnung der Kühlmittelaustrittstemperaturen kann jetzt mit

$$T_{B,i} = R_{W,i} \cdot Q_i + T_{A,i} \quad (33-29)$$

erfolgen.

Für den Sonderfall $n = 1$ gelten andere Gleichungen. Hier wird nur ein Halbleiterbauelement mit zwei Kühldosen betrieben. Dadurch haben die Durchgriffe der Kühldosen keinen Einfluß auf das Ergebnis. Für die Sperrschichttemperatur gilt

$$T_J = \frac{(R_1 + R_{11,1}) \cdot (R_2 + R_{22,0}) \cdot P_J + (R_2 + R_{22,0}) T_{A,1} + (R_1 + R_{11,1}) T_{A,0}}{R_1 + R_{11,1} + R_2 + R_{22,0}} \quad (33-30)$$

und für die umgesetzten Leistungen sind die Gln. (33-27, 28) für $n=1$ verwendbar.

3.3.2.2 Endlich lange, symmetrische Säule

Das in Abschnitt 3.3.2.1 hergeleitete lineare Gleichungssystem gestattet die Berechnung des Einflusses der Länge einer Säule auf den stationären thermischen Widerstand des am stärksten beanspruchten Halbleiterbauelementes.

In Bild 3-42 sind die Ergebnisse für $n = 1 \dots 10$ zu sehen. Die dargestellten Zahlen zeigen die jeweiligen auf die (gleichen) Kühlmittelzulauftemperaturen und die (gleichen) Verlustleistungen bezogenen Sperrschichttemperaturen. D. h., multipliziert man die Zahlen mit der Verlustleistung der einzelnen Halbleiterbauelemente und addiert dazu die Kühlmittelzuflußtemperatur, dann ergeben sich die Sperrschichttemperaturen in den jeweiligen Thyristoren. Bedingt durch die bessere Kühlung am Rand der Säule, wo die äußeren Halbleiterbauelemente auf einer Seite von nur einseitig beaufschlagten Kühldosen gekühlt werden, sind dort die Sperrschichttemperaturen am niedrigsten. Dies gilt insbesondere dann, wenn das Kühlmittel von der nicht beaufschlagten Seite auf die beaufschlagte Seite der Kühldose fließt (der "fehlende" korrespondierende Durchgriff ist dann hoch).

Der erzielbare Dimensionierungsgewinn gegenüber der unendlich langen Säule ist nur klein. Man sieht, daß ab $n = 4$, praktisch kein Dimensionierungsgewinn zu erzielen ist, selbst bei $n = 3$ ist die Verringerung des thermischen Widerstandes im mittleren Thyristor nur sehr klein.

Bei der Auswertung ist zu beachten, daß hier die Parameter der Kühldose als unabhängig von der umgesetzten Leistung angenommen wurden, obwohl dies nicht der Realität entspricht. Dadurch ergeben sich geringfügig niedrigere Ergebnisse für die Sperrschichttemperaturen, d. h. es wird etwas zu gut gerechnet.

Stationärer Wärmewiderstand in Säulen aus Halbleiterbauelementen und Kühllosen

Säule - Kassetten 41/42 - Variante 04 - 20. Februar 1984 - Sz

File-Name: 2_51c
 Kühllose: REG 029.076 404 (100 mm) Nr. 2 Messung 26.01.84
 Kühlmittel: Wasser mit einem Volumenstrom von $V_{\text{punkt}} = 150 \text{ l/h}$
 Aufbau: Kathode <==> Seite 1 | Anode <==> Seite 2
 Kühlmittel-Richtung von Seite 1 zu Seite 2

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)
 Modell: "junction-case" (J-C)

anodenseitiger stationärer Wärmewiderstand	$R_{\text{th_JC(A)}}$	=	12.180 mK/W
kathodenseitiger stationärer Wärmewiderstand	$R_{\text{th_JC(K)}}$	=	16.356 mK/W
idealer stationärer Wärmewiderstand	$R_{\text{th_JC}}$	=	6.981 mK/W

durchschnittliche Kühlmittelinlaufstemperatur	ϑ_{A}	=	20.5 °C
durchschnittliche Kühlmittelauslaufstemperatur	ϑ_{B}	=	32.1 °C
Volumendurchsatz des Kühlmittels bei ϑ_{A}	V_{punkt}	=	150.0 l/h
Kühlmengendurchsatz	M_{punkt}	=	41.59 g/s

durchschnittliche kalorimetrische Leistung	Q_{punkt}	=	2 051 W
durchschnittliche elektrische Leistung	P_{J}	=	2 005 W

formaler thermischer Widerstand des Kühlmittels	R_{W}	=	5.753 mK/W
---	----------------	---	------------

Dreitorparameter der Kühllose:

R_{11_CA}	=	18.01 mK/W	R_{12_CA}	=	1.65 mK/W
R_{21_CA}	=	5.93 mK/W	R_{22_CA}	=	15.85 mK/W

Thermische Widerstände:

konventioneller Wärmewiderstand der Kühllose	$R_{\text{th_CM}}^*$	=	7.68 mK/W
konventioneller Wärmewiderstand in der Säule	$R_{\text{th_JA}}^*$	=	17.54 mK/W

thermischer Widerstand der unendlich langen Säule	$R_{\text{th_JA}}$	=	17.55 mK/W
---	---------------------	---	------------

thermische Widerstände in der endlich langen, symmetrischen Säule:

1:										15.60										
2:										15.98		17.02								
3:										15.99		17.39		17.15						
4:										15.99		17.40		17.52		17.16				
5:										15.99		17.40		17.53		17.54		17.16		
6:										15.99		17.40		17.53		17.55		17.54		17.16
7:										15.99		17.40		17.53		17.55		17.55		17.16
8:										15.99		17.40		17.53		17.55		17.55		17.16
9:										15.99		17.40		17.53		17.55		17.55		17.16
10:										15.99		17.40		17.53		17.55		17.55		17.16

thermische Widerstände in der endlich langen, symmetrischen Säule bei vertauschter Kühlmittelrichtung (formale Rechnung mit vertauschten R_{12} <==> R_{21}):

1:																				
2:																				
3:																				
4:																				
5:																				
6:																				
7:																				
8:																				
9:																				
10:																				

Bild 3-42: Vergleich der unendlich langen Säule mit der endlich langen Säule

3.3.2.3 Ausfall einer Kühldose

Interessant sind noch die thermischen Verhältnisse bei Ausfall einer Kühldose. Nimmt man an, daß durch die mittlere Kühldose (bei ungeradem n , die links von der Mitte befindliche Kühldose) kein Kühlmittel fließt (Verstopfung), dann ergeben sich die ungünstigsten Verhältnisse.

Zur Berechnung ist die Aufstellung zweier neuer Gleichungen erforderlich, die strukturell zu Gl. (33-21) passen müssen. Mit den Bezeichnungen aus Bild 3-43 und den prinzipiellen Gleichungen für das Verhalten einer Kühldose ohne Kühlmitteldurchsatz

$$P_{1,i} = - P_{2,i+1} \quad (33-31)$$

$$T_{1,i} = R_{D,i} \cdot P_{1,i} + T_{2,i+1} \quad (33-32)$$

ergeben sich die beiden gesuchten Gleichungen zu

$$\begin{aligned} & - \frac{T_{J,i+1}}{R_{1,i} + R_{D,i} + R_{2,i+1}} + \left(\frac{1}{R_{1,i} + R_{D,i} + R_{2,i+1}} + \frac{R_{1,i-1} + R_{11,i-1}}{N_i} \right) T_{J,i} - \\ & - \frac{R_{21,i-1}}{N_i} T_{J,i-1} = P_{J,i} + \frac{R_{1,i-1} + R_{11,i-1} - R_{21,i-1}}{N_i} T_{A,i-1} \quad (33-33) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} & - \frac{R_{12,i+1}}{N_{i+2}} T_{J,i+2} + \left(\frac{R_{2,i+2} + R_{22,i+1}}{N_{i+2}} + \frac{1}{R_{1,i} + R_{D,i} + R_{2,i+1}} \right) T_{J,i+1} - \\ & - \frac{1}{R_{1,i} + R_{D,i} + R_{2,i+1}} T_{J,i} = P_{J,i+1} + \frac{R_{2,i+2} + R_{22,i+1} - R_{12,i+1}}{N_{i+2}} T_{A,i+1}. \quad (33-34) \end{aligned}$$

Dabei ist R_D der thermische Durchlaßwiderstand der Kühldose, der bei der 100-mm-Kühldose beim Einsatz von 100-mm-Thyristoren mit $R_{D,CC} = 77,5 \frac{mK}{W}$ ausgemessen wurde.

Bild 3-44 zeigt die erzielten Ergebnisse. Während die Sperrschichttemperaturen der Halbleiterbauelemente, die einen größeren Abstand zu der ausgefallenen Kühldose haben, gegenüber dem Normalbetrieb fast unverändert sind (siehe Bild 3-42), treten in den unmittelbar an der unwirksamen Kühldose anliegenden Thyristoren stark erhöhte Temperaturen auf. Aber auch die jeweils folgenden Halbleiterbauelemente werden verstärkt beansprucht. Sonderfälle, wie Ausfall der Kühldose am Rande oder mehrere ausgefallenen Kühldosen, wurden nicht weiter verfolgt.

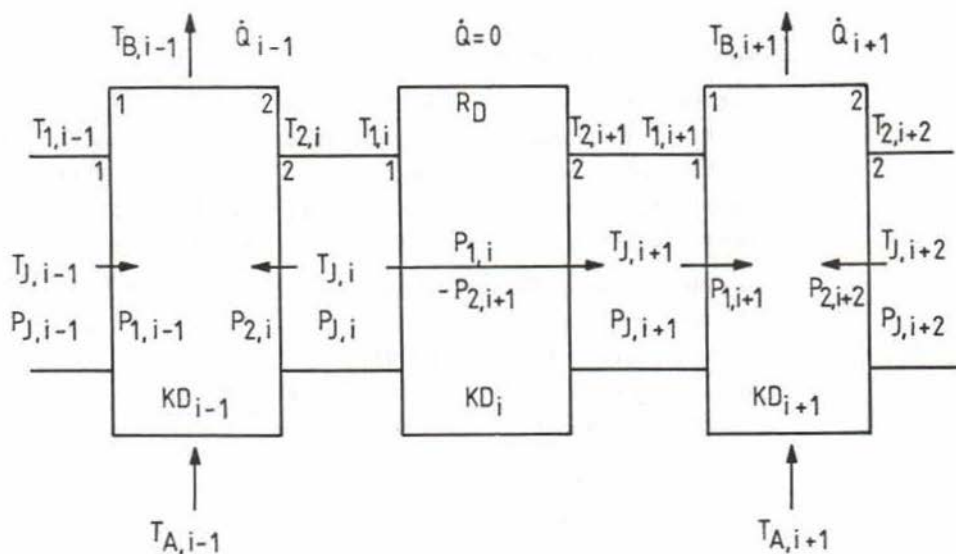


Bild 3-43: Verhältnisse bei Ausfall der i-ten Kühldose

Berlin, den 21. Dezember 1984

Stationärer Wärmewiderstand in Säulen aus Halbleiterbauelementen und Kühldosen

Säule - Kassetten 41/42 - Variante 04 - 20. Februar 1984 - Sz

File-Name: 2_51c
 Kühldose: AEG 029.076 404 (100 mm) Nr. 2 Messung 26.01.84
 Kühlmittel: Wasser mit einem Volumenstrom von $V_{\text{punkt}} = 150 \text{ l/h}$
 Aufbau: Kathode <===> Seite 1 | Anode <===> Seite 2
 Kühlmittel-Richtung von Seite 1 zu Seite 2

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (AEG-Telefunken)
 Modell: "junction-case" (J-C)

anodenseitiger stationärer Wärmewiderstand $R_{\text{th_JC(A)}} = 12.180 \text{ mK/W}$
 kathodenseitiger stationärer Wärmewiderstand $R_{\text{th_JC(K)}} = 16.356 \text{ mK/W}$
 idealer stationärer Wärmewiderstand $R_{\text{th_JC}} = 6.981 \text{ mK/W}$

Durchlaßwiderstand der Kühldose $R_{\text{D_CC}} = 77.5 \text{ mK/W}$

Verhältnisse in der endlich langen Säule bei Ausfall der mittleren Kühldose:

4:			16.35	31.40	#	34.81	18.79		
5:			16.35	31.41	#	34.82	19.16	17.32	
6:			16.00	17.77		31.60	#	34.87	19.17
7:			16.00	17.77		31.61	#	34.87	19.18
8:	15.99	17.41	17.90	31.62	#	34.88	19.18	17.69	17.18
9:	15.99	17.41	17.90	31.62	#	34.88	19.18	17.70	17.55
10:	15.99	17.40	17.54	17.91		31.63	#	34.88	19.18

Bild 3-44: Thermische Widerstände in Säulen mit einer ausgefallenen Kühldose (nicht vom Kühlmittel durchflossene Kühldose durch # dargestellt)

3.3.3 Thermische Reihenschaltung von zwei Säulen (Doppelsäulen)

Bei Stromrichtern zur Blindleistungskompensation, die keine zu großen umzusetzenden Verlustleistungen haben, bietet sich zur Kostenreduzierung die thermische Reihenschaltung des Kühlmittelkreislaufes von zwei Kühldosen an, da durch die Gegenparallelschaltung der Thyristoren immer zwei Kühldosen auf gleichem elektrischen Potential liegen (Bild 3-45).

Dabei besteht die Möglichkeit, die Kühlkreisläufe gleichsinnig (Bild 3-45a) oder gegensinnig (Bild 3-45b) zu betreiben.

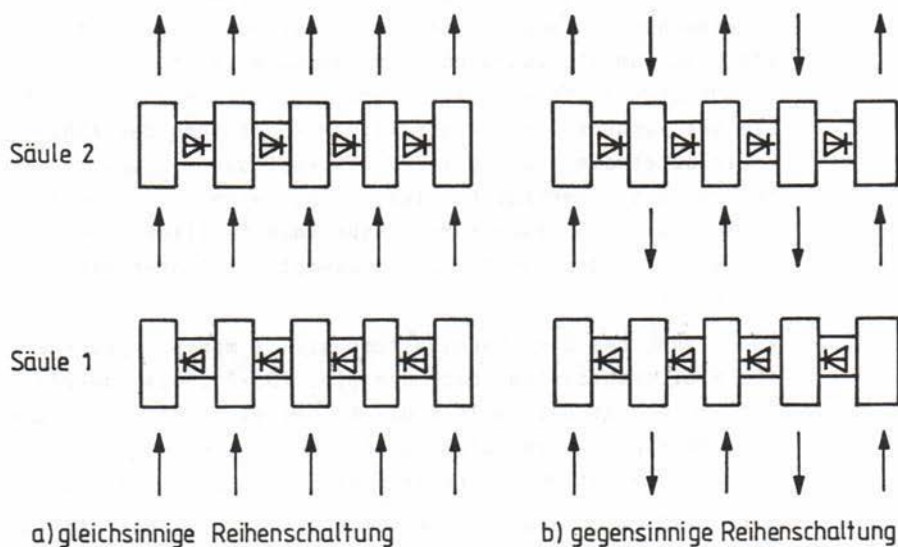


Bild 3-45: Thermische Reihenschaltung des Kühlkreislaufes von zwei Säulen

3.3.3.1 Gleichsinnige thermische Reihenschaltung

Die gleichsinnige thermische Reihenschaltung nach Bild 3-45a) hat den gravierenden Vorteil des einfacheren mechanischen Aufbaus. Dem steht der Nachteil entgegen, daß in Säule 2 prinzipiell höhere Ersatzsperrschichttemperaturen auftreten als in Säule 1.

Bei unendlich langen, symmetrischen Säulen gilt für die Säule 1 die Gleichung

$$R_{thJA}^{(1)} \Big|_{\infty} = \frac{(R_1 + R_{11}) \cdot (R_2 + R_{22}) - R_{12} \cdot R_{21}}{R_1 + R_2 + R_{11} - R_{12} - R_{21} + R_{22}} \quad (1) \quad (33-35)$$

und für Säule 2 entsprechend

$$R_{thJA}^{(2)} \Big|_{\infty} = \frac{(R_1 + R_{11}) \cdot (R_2 + R_{22}) - R_{12} \cdot R_{21}}{R_1 + R_2 + R_{11} - R_{12} - R_{21} + R_{22}} \quad (2) \quad + R_W \quad (33-36)$$

Will man die Verhältnisse in einer endlichen Doppelsäule untersuchen, so muß man den Kühlkreislauf genauer betrachten, um die Zuordnung der Kühldosenparameter an die Strömungsverhältnisse festzulegen (Bild 3-46). Man sieht, daß bei vernünftiger konstruktiver Gestaltung des Kühlkreislaufes die "Durchgriffe" der Kühldose R_{12} und R_{21} in beiden Säulen vertauscht sind, d. h., wenn in der ersten Säule das Wasser zuerst zur Kathodenseite fließt, dann fließt es in der zweiten Säule zuerst zur Anodenseite und umgekehrt.

Zur Lösung des Gleichungssystems stellt man für jede Säule das Gleichungssystem nach den Gln. (33-21) bis (33-24) auf, berechnet bei Säule 1 die kalorimetrischen Leistungen mit den Gln. (33-26) bis (33-28) und kann dann mit Gl. (33-29) die Zuflußtemperaturen der Säule 2 ermitteln.

Bild 3-47 zeigt die so berechneten Ergebnisse für die Anzahl der in Reihe geschalteten Thyristoren von $n = 2$ bis 10. In der ersten Säule entsprechen die Ergebnisse dem Bild 3-42. Die Halbleiterbauelemente der zweiten Säule weisen entsprechend der erhöhten Kühlmittelzulauftemperaturen vergrößerte Sperrschichttemperaturen auf.

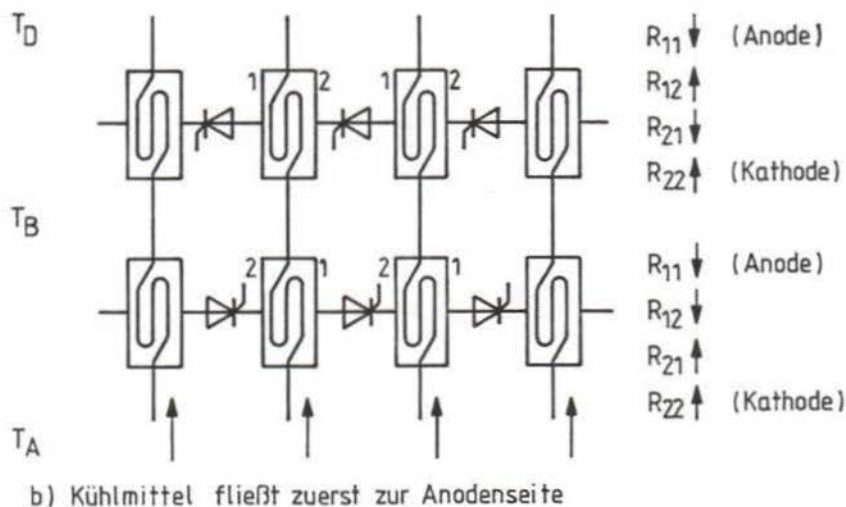
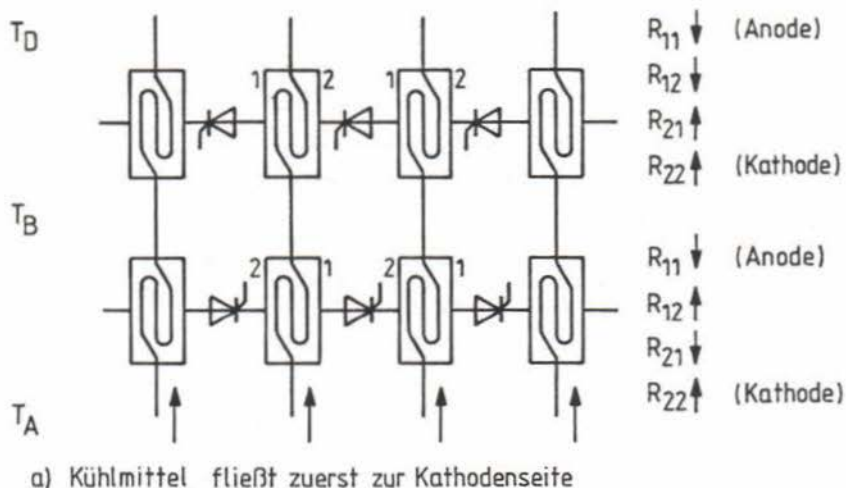


Bild 3-46: Gleichsinnige thermische Reihenschaltung zweier Säulen mit Darstellung des Kühlkreislaufes

Berlin, den 21. Dezember 1984

Stationärer Wärmewiderstand in Säulen aus Halbleiterbauelementen und Kühldosen

Säule - Kassetten 41/42 - Variante 04 - 20. Februar 1984 - Sz

File-Name: 2_51c
Kühldose: REG 029.076 404 (100 mm) Nr. 2 Messung 26.01.84
Kühlmittel: Wasser mit einem Volumenstrom von $V_{\text{punkt}} = 150 \text{ l/h}$
Aufbau: Kathode <==> Seite 1 | Anode <==> Seite 2
Kühlmittel-Richtung von Seite 1 zu Seite 2

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)
Modell: "junction-case" (J-C)

Verhalten bei gleichsinniger thermischer Reihenschaltung zweier Säulen:

konventioneller Wärmewiderstand in der Säule 1	$R_{\text{th_JA_1}^x}$	=	17.54 mK/W								
konventioneller Wärmewiderstand in der Säule 2	$R_{\text{th_JA_2}^x}$	=	23.29 mK/W								
thermischer Widerstand der unendlichen Säule 1	$R_{\text{th_JA_1}}$	=	17.55 mK/W								
thermischer Widerstand der unendlichen Säule 2	$R_{\text{th_JA_2}}$	=	23.30 mK/W								
2:	15.98	17.02									
		21.17	20.19								
3:	15.99	17.39	17.15								
		21.44	22.82	20.36							
4:	15.99	17.40	17.52	17.16							
		21.47	23.09	22.98	20.37						
5:	15.99	17.40	17.53	17.54	17.16						
		21.47	23.12	23.25	23.00	20.38					
6:	15.99	17.40	17.53	17.55	17.54	17.16					
		21.47	23.12	23.28	23.27	23.00	20.38				
7:	15.99	17.40	17.53	17.55	17.55	17.54	17.16				
		21.47	23.12	23.28	23.30	23.27	23.00	20.38			
8:	15.99	17.40	17.53	17.55	17.55	17.55	17.54	17.16			
		21.47	23.12	23.28	23.30	23.30	23.27	23.00	20.38		
9:	15.99	17.40	17.53	17.55	17.55	17.55	17.55	17.54	17.16		
		21.47	23.12	23.28	23.30	23.30	23.30	23.27	23.00	20.38	
10:15.99	17.40	17.53	17.55	17.55	17.55	17.55	17.55	17.54	17.16		
		21.47	23.12	23.28	23.30	23.30	23.30	23.30	23.27	23.00	20.38

Bemerkung: Das thermische Verhalten der zweiten Säule wurde als identisch mit dem der ersten Säule angenommen. Die unterschiedlichen Kühlmittelrichtungen in beiden Säulen wurden lediglich durch Vertauschung von R_{12} mit R_{21} berücksichtigt.

Bild 3-47: Verhältnisse bei einer gleichsinnigen thermischen Reihenschaltung zweier Säulen

3.3.3.2 Gegensinnige thermische Reihenschaltung

Vorteil der gegensinnigen thermischen Reihenschaltung zweier Säulen ist die gleichmäßigere Temperaturverteilung. Trotz dieses Vorteils wird man diese Variante nur bei kritischen Auslegungen anwenden, da der konstruktive Aufwand erheblich höher ist. Um den sich ergebenden Vorteil abzuschätzen, wurde die folgende Rechnung durchgeführt.

Es sind acht Varianten der Gestaltung des Kühlmittelkreislaufes, bei Annahme gleicher Kühldosen und gleicher Thyristoren, denkbar. Für den Fall der unendlich langen, symmetrischen Doppelsäule werden alle diese Fälle mit Bild 3-48 behandelt. Man erhält hier ein lineares Gleichungssystem mit den vier unbekanntem Sperrschichttemperaturen, das hier aber nicht einzeln aufgeschrieben werden soll, zumal die Ergebnisse sehr lang und unübersichtlich sind. Zwei, die eigentlich interessanten Sonderfälle, sind in Bild 3-49 dargestellt. Hier sind die in einem Strang liegenden Sperrschichttemperaturen gleich, das zu lösende Gleichungssystem hat nur noch zwei Unbekannte, ist aber auch noch sehr unübersichtlich.

Einfacher erzielt man eine Lösung durch Verwendung des tridiagonalen Gleichungssystems für die einfache Säule aus Abschnitt 3.3.3.2 mit Hilfe der Fixpunktiteration [25], hier angewandt auf ein lineares Gleichungssystem. Zu diesem Zweck gibt man die Kühlmittelzulauftemperaturen der Säule 1 abwechselnd mit 0 und mit $R_W \cdot P_J$ vor. Die 0-te Kühldose beginnt mit 0, und hat die Säule eine gerade Zahl von Kühldosen, dann wird bei der letzten Kühldose die Kühlmittelauslauftemperatur mit $\frac{1}{2} R_W \cdot P_J$ vorgegeben. Dann berechnet man die Sperrschichttemperaturen und die Kühlmittelauslauftemperaturen der 1. Säule und nimmt jede zweite Auslauftemperatur als Eingangsgröße zur Berechnung der Verhältnisse in der 2. Säule. Deren Ausfließtemperaturen werden wiederum zur wiederholten Berechnung der Verhältnisse der 1. Säule benutzt. Dieses Ver-

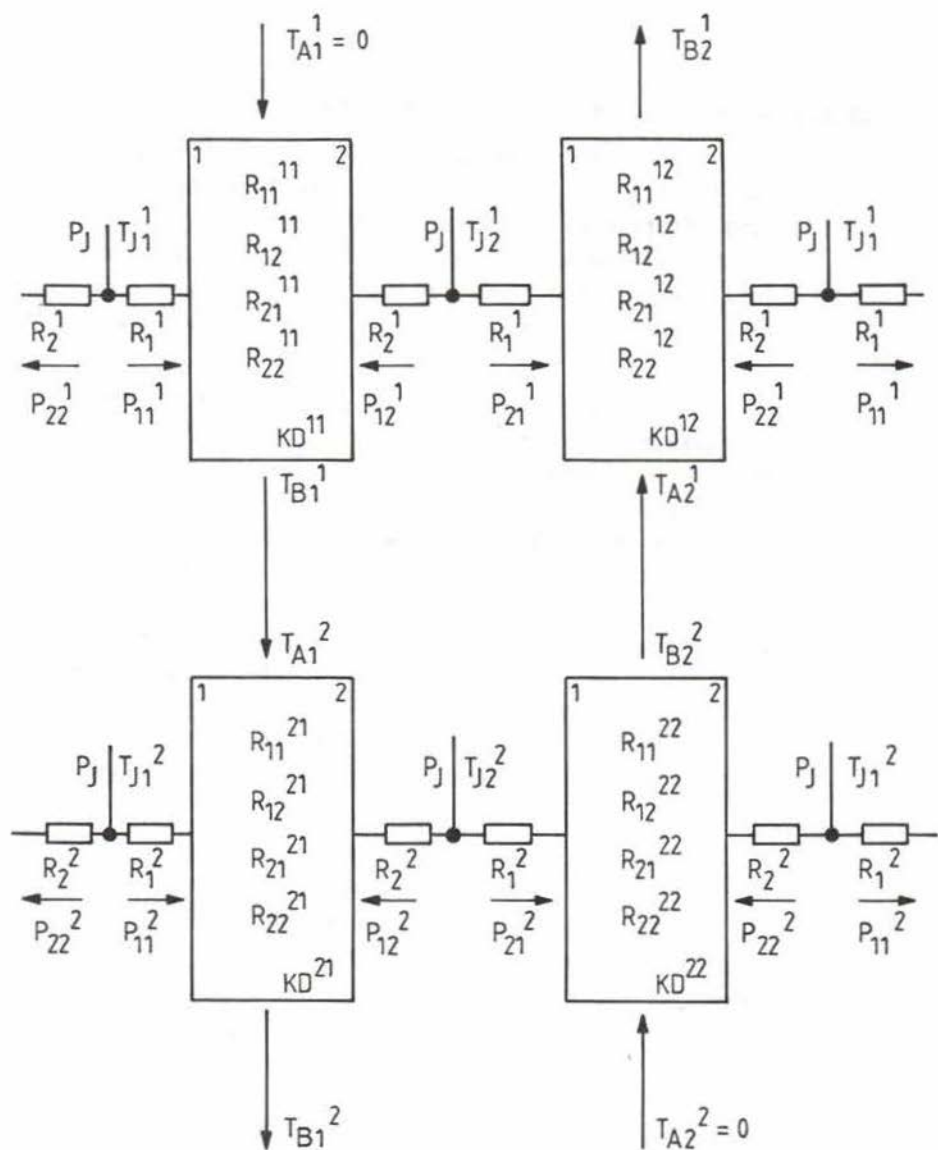
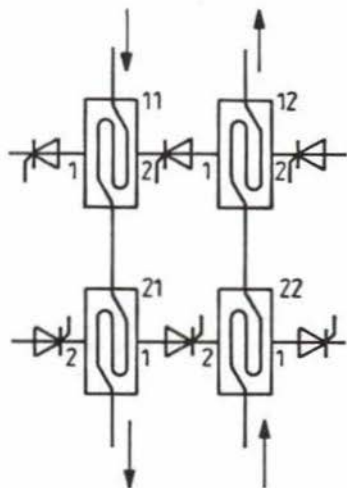
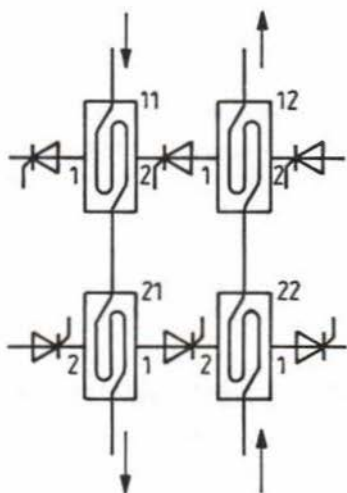


Bild 3-48: Ersatzschaltbild der unendlich langen, symmetrischen Doppelsäule bei gegenseitiger thermischer Reihenschaltung der Kühlkreisläufe



a) Kühlmittelzufluß auf der Kathodenseite



b) Kühlmittelzufluß auf der Anodenseite

Bild 3-49: Sonderfälle von Bild 3-48 mit gleichen Strangtemperaturen

fahren wird solange fortgesetzt, bis die Abweichungen der umgesetzten Leistungen ein bestimmtes Maß nicht überschreiten.

Würde man direkt ein Gleichungssystem für eine Doppelsäule mit gegensinniger thermischer Reihenschaltung endlicher Länge aufstellen, so ginge der Vorteil der Tridagonalität des Gleichungssystems nach Gl. (33-21) verloren. Bestenfalls könnte man durch geschicktes Sortieren der unbekanntenen Temperaturen eine fünfzeilige Bandmatrix erhalten. Mit Hilfe der oben erwähnten Fixpunktiteration kommt man aber schneller zu einem Ergebnis.

Bild 3-50 zeigt die mit der Fixpunktiteration erzielten Ergebnisse. Während bei einem Kühlmittelzufluß auf der Anodenseite (das kalte Wasser korrespondiert mit den niedrigeren Wärmewiderständen) die Sperrschichttemperaturen in den Strängen stark differieren (Rechnung 2), ergeben sich bei einem Kühlmittelzufluß auf der Kathodenseite wesentlich ausgeglichene Verhältnisse (Rechnung 1). Gegenüber der gleichsinnigen thermischen Reihenschaltung können hier die Ventile mit einer etwa um 10 % erhöhten Verlustleistung betrieben werden. Bei der ungünstigeren Variante (Rechnung 2) liegt dieser Gewinn bei nur etwa 5 %.

3.3.4 Thermische Reihenschaltung der Kühlelemente

Prinzipiell besteht auch die Möglichkeit, alle Kühldosen einer Säule thermisch in Reihe zu schalten [8]. Dies ist nur bei einem großen Kühlmittelvolumenstrom sinnvoll. Mit Hilfe der Fixpunktiteration kann auch dieses Problem mit Gl. (33-31) gelöst werden, indem man zusätzlich

$$T_{A,i+1} = T_{B,i} \quad (33-37)$$

ansetzt. Auch sind die Sperrschichttemperaturen bei Luftkühlung von Säulen aus Halbleiterbauelementen und Luftkühlkörpern [26] mit einem solchen Ansatz bestimmbar.

Stationärer Wärmewiderstand in Säulen aus Halbleiterbauelementen und Kühlroten

Säule - Kassetten 41/42 - Variante 04 - 20. Februar 1984 - Sz

File-Name: 2_51c
 Kühlroten: REG 029.076 404 (100 mm) Nr. 2 Messung 26.01.84
 Kühlmittel: Wasser mit einem Volumenstrom von $V_{\text{punkt}} = 150 \text{ l/h}$
 Aufbau: Kathode <==> Seite 1 | Anode <==> Seite 2
 Kühlmittel-Richtung von Seite 1 zu Seite 2

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)
 Modell: "junction-case" (J-C)

Rechnung 1: Kühlmittelzufluß auf der Kathodenseite beider Säulen

Wärmewiderstand im Strang 1 der unendl. lg. Säule $R_{\text{th_JA}}|1 = 20.24 \text{ mK/W}$
 Wärmewiderstand im Strang 2 der unendl. lg. Säule $R_{\text{th_JA}}|2 = 21.66 \text{ mK/W}$

2:				19.48	19.25								
				18.95	17.77								
3:				19.64	19.83	19.16							
				19.16	19.83	19.64							
4:				19.66	19.92	21.44	19.57						
				19.19	20.12	21.40	17.86						
5:				19.67	19.92	21.60	20.15	19.19					
				19.19	20.15	21.60	19.92	19.67					
6:				19.67	19.92	21.63	20.23	21.47	19.57				
				19.19	20.15	21.63	20.21	21.42	17.86				
7:				19.67	19.92	21.63	20.24	21.63	20.15	19.19			
				19.19	20.15	21.63	20.24	21.63	19.92	19.67			
8:				19.67	19.92	21.63	20.24	21.66	20.23	21.47	19.57		
				19.19	20.15	21.64	20.24	21.66	20.21	21.42	17.86		
9:				19.67	19.92	21.63	20.24	21.66	20.24	21.64	20.15	19.19	
				19.19	20.15	21.64	20.24	21.66	20.24	21.63	19.92	19.67	
10:				19.67	19.92	21.63	20.24	21.66	20.24	21.66	20.23	21.47	19.57
				19.19	20.15	21.64	20.24	21.66	20.24	21.66	20.21	21.42	17.86

Rechnung 2: Kühlmittelzufluß auf der Anodenseite beider Säulen

Wärmewiderstand im Strang 1 der unendl. lg. Säule $R_{\text{th_JA}}|1 = 22.24 \text{ mK/W}$
 Wärmewiderstand im Strang 2 der unendl. lg. Säule $R_{\text{th_JA}}|2 = 19.45 \text{ mK/W}$

2:				18.58	20.05								
				17.69	19.02								
3:				18.82	21.87	17.79							
				17.79	21.87	18.82							
4:				18.83	22.01	19.18	20.25						
				17.79	22.04	19.33	19.19						
5:				18.84	22.04	19.42	22.07	17.79					
				17.79	22.07	19.42	22.04	18.84					
6:				18.84	22.04	19.44	22.21	19.19	20.26				
				17.79	22.07	19.43	22.21	19.35	19.19				
7:				18.84	22.04	19.44	22.24	19.43	22.07	17.79			
				17.79	22.07	19.43	22.24	19.44	22.04	18.84			
8:				18.84	22.04	19.44	22.24	19.44	22.22	19.19	20.26		
				17.79	22.07	19.43	22.24	19.45	22.21	19.35	19.19		
9:				18.84	22.04	19.44	22.24	19.45	22.24	19.43	22.07	17.79	
				17.79	22.07	19.43	22.24	19.45	22.24	19.44	22.04	18.84	
10:				18.84	22.04	19.44	22.24	19.45	22.24	19.44	22.22	19.19	20.26
				17.79	22.07	19.43	22.24	19.45	22.24	19.45	22.21	19.35	19.19

Bemerkung: Das thermische Verhalten der Kühlroten mit verdrehter Wasserrichtung wurde nur durch die vertauschten Durchgriffe R_12 und R_21 berücksichtigt. R_11 und R_22 wurden unverändert übernommen.

Bild 3-50: Verhältnisse bei einer gegenseitigen thermischen Reihenschaltung zweier Säulen

4 Dynamisches thermisches Verhalten

Zur Beschreibung des dynamischen thermischen Verhaltens hat sich der transiente Wärmewiderstand bewährt. Er wird in [3, 4] durch

"Quotient aus der am Ende einer bestimmten Zeitspanne erreichten Änderung der Differenz zwischen der inneren Ersatztemperatur und der Temperatur eines festgelegten äußeren Bezugspunktes einerseits und einer zu Beginn dieser Zeitspanne auftretenden sprungförmigen Verlustleistungsänderung (die diese Temperaturänderung verursacht) andererseits. Unmittelbar vor dieser Zeitspanne muß die Temperaturverteilung zeitlich konstant gewesen sein."

definiert.

4.1 Verhalten der Halbleiterbauelemente

Eine Beschreibung des dynamischen Verhaltens der Halbleiterbauelemente muß mit den stationären Ergebnissen korrelieren. Dies kann konsequenterweise nur durch eine getrennte Betrachtung der Anoden- und Kathodenseite gewährleistet werden. Man benötigt also zu den Gleichungen (31-1) bzw. (31-2) äquivalente Beziehungen für den dynamischen Fall.

4.1.1 Das Gleichungssystem

Es ist die Fourier'sche Differentialgleichung der Wärmeleitung

$$\operatorname{div} (\lambda \operatorname{grad} T) = \lambda \frac{\partial T}{\partial t} - p, \quad x \in G, \quad t > 0 \quad (41-1)$$

für den in den Bildern 2-4 und 3-1 dargestellten Aufbau zu lösen. Dabei ist $T(x, t)$ ein dreidimensionales, von der Zeit abhängiges Temperaturfeld und $p(x, t, T)$ die entsprechende Wärmequellendichte in diesem Gebiet.

4.1.1.1 Vereinfachung des Gleichungssystems

Abgesehen von der Verästelung der Gatestruktur und des Schlitzes zur Herausführung des Gateanschlusses bei Thyristoren sind die hier betrachteten Halbleiterbauelemente Rotationskörper, so daß in Zylinderkoordinaten die Gleichung

$$\frac{\partial I}{\partial \varphi} = 0 \quad (41-2)$$

gilt.

Sieht man von den verschiedenen Durchmessern der einzelnen Scheiben, die eine Wärmestromeinschnürung hervorrufen, ab, so kann man sicherlich mit guter Näherung die radialen Wärmeflüsse gleichfalls vernachlässigen, da die an den wärmeleitenden Scheiben anliegenden Teile aus schlechten Wärmeleitern (Silikongummi, Teflon, Keramik) bestehen. Es fließt kein nennenswerter Anteil der Wärme radial (über das Gehäuse) ab, d. h. man kann in Zylinderkoordinaten

$$\frac{\partial I}{\partial r} = 0 \quad (41-3)$$

ansetzen. In Abschnitt 4.1.2.3 wird noch einmal auf die Wärmestromeinschnürung eingegangen.

Bei Thyristoren wird allerdings noch ein radialer Wärmefluß durch die endliche Ausbreitungsgeschwindigkeit des Plasmas nach dem Zünden hervorgerufen. Dieser Anteil, der örtliche Überhitzungen im Siliziumkristall in Gatenähe hervorruft, ist allerdings nur sehr schwer zu erfassen, insbesondere auch deshalb, weil die Ausbreitung von vielen äußeren Randbedingungen abhängt und sie selbst schon schwierig vorausberechenbar ist. Zudem wird dieser Einfluß bei den üblichen Meßverfahren zur Ermittlung des transienten Wärmewiderstandes nicht erfaßt [17], es wird ja auch grundsätzlich nur der Zeitverlauf einer "virtuellen" Sperrschichttemperatur (nach DIN 47786: inneren Ersatztemperatur) ermittelt. örtliche Überhitzungen, hervorgerufen durch Zündausbreitung, treten bei den Messun-

gen auch nicht auf, da das Halbleiterbauelement i. allg. stationär vorgeheizt wird und nur die Abkühlungskurven ausgewertet werden.

Von der zu lösenden Wärmeleitungsgleichung (41-1) bleibt bei den Annahmen $\lambda, a = \text{const.}$ und $p \neq p(T)$ die eindimensionale, lineare, parabolische, partielle Differentialgleichung

$$\frac{\partial T(x,t)}{\partial t} = a \cdot \frac{\partial^2 T(x,t)}{\partial x^2} + \frac{a}{\lambda} \cdot p(x,t), \quad x \in G, \quad t > 0 \quad (41-4)$$

übrig.

4.1.1.2 Anfangs-, Rand- und Übergangsbedingungen

Hier liegt kein homogener zu untersuchender Körper vor, sondern eine Anordnung mehrerer übereinanderliegender Schichten mit teilweise unterschiedlichen thermischen Eigenschaften. Solche Anordnungen sind bei einfachen Annahmen für $p = p(x, t)$ einer analytischen Berechnung zugänglich (in der Literatur, z. B. [17] und [27], ausführlich beschrieben). Bei diesen Rechenverfahren werden aber, und das ist für den hier vorliegenden Anwendungsfall ein großer Mangel, Übergangswiderstände zwischen den Schichten nicht berücksichtigt. Diese Übergangswiderstände stellen, wie in Abschnitt 3.1.5.4 nachgewiesen wurde, einen erheblichen Anteil am Gesamtwiderstand und können darum nicht einfach vernachlässigt werden.

Für die Temperaturen an zwei aneinanderliegenden Ebenen gilt die Beziehung

$$\dot{q}_\alpha = -\lambda_1 \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_1 = \lambda_2 \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_2 = \alpha (T_1 - T_2). \quad (41-5)$$

Die Ableitung in Normalenrichtung $\frac{\partial T}{\partial n}$ kann beim eindimensionalen Fall durch $\frac{\partial T}{\partial x}$ bzw. $-\frac{\partial T}{\partial x}$ ersetzt werden.

In dem hier zu untersuchenden Fall sind aber noch weitere Unstetigkeitsstellen vorhanden. An den p-n-Übergängen und an den Metall-Halbleiterübergängen im oder am aktiven Teil des Halbleiterbauelementes treten (näherungsweise) Sprünge

in der Wärmestromdichte auf, d. h. die Ladungsträger benötigen zum Überwinden dieser Übergänge Energie, die sie ihrer Umgebung entziehen (siehe Abschnitt 3.1.6). Hier ergibt nach Bild 4-1

$$\text{aus } \dot{q}_2 = \dot{q}_0 + \dot{q}_1$$

$$- \lambda_1 \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right) + \dot{q}_0 = - \lambda_2 \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right) . \quad (41-6)$$

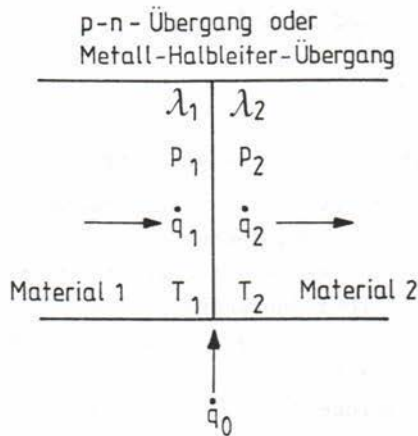


Bild 4-1: Berücksichtigung von Sprüngen in der Wärmestromdichte

Tritt jetzt solch ein Metall-Halbleiterübergang zusammen mit einem Kontaktwiderstand auf (hier im Übergang Siliziumkristall mit der Kathoden-Kupfer-Scheibe), so muß die Beziehung nach Gl. (41-5) modifiziert werden. Nach Bild 4-2 gilt dann

$$\dot{q}_\alpha = - \lambda_1 \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_1 + \dot{q}_1 = \lambda_2 \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_2 - \dot{q}_2 = \alpha (T_1 - T_2) . \quad (41-7)$$

Zur Lösung der Gl. (41-4) gehören noch Anfangs- und Randbedingungen. Als Anfangsbedingung wird

$$T(x, t) = T_0 = 0, \quad x \in G, \quad t = 0 \quad (41-8)$$

gewählt. Die Randbedingungen werden als homogen

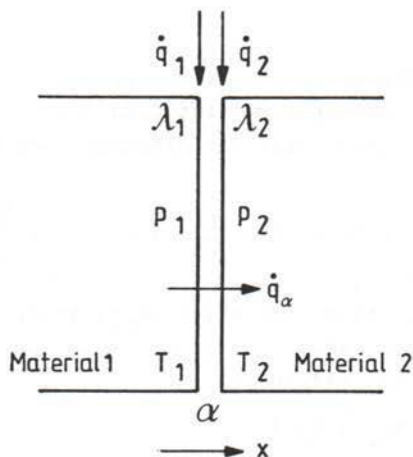


Bild 4-2: Übergang zwischen zwei Schichten

$$T(x, t) = 0, \quad x \in \partial G \quad (41-9)$$

angenommen, d. h. es wird mit idealer Kühlung am Gehäuse des Halbleiterbauelementes ohne Berücksichtigung der Übergangswiderstände zur Kühleinrichtung errechnet (Modell "junction-case").

4.1.1.3 Grenzen der Gültigkeit des Gleichungssystems

Abschließend stellt sich noch die Frage, ob die am Anfang dieses Abschnittes getroffenen Voraussetzungen zur Umformung von Gl. (41-1) in Gl. (41-4) $\lambda, a = \text{const.}$ und $p \neq p(T)$ überhaupt richtig sind. [13] kann man entnehmen, daß $\lambda, a = \text{const.}$ für fast alle in den Halbleiterbauelementen vorkommenden Materialien im Temperaturbereich von 20 °C bis 300 °C näherungsweise erfüllt ist. p ist in den Materialien auch nahezu null, weil diese Stoffe elektrisch gut leitfähig sind^{*)}.

*) Bei Wärmequellendichte in der Wolframträgerscheibe, dem Stoff mit der niedrigsten elektrischen Leitfähigkeit im Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 ist mit $p \approx 25 \cdot 10^{-6} \text{ W/mm}^3$ etwa 40000 bis 400000 mal kleiner als die Wärmequellendichte im Siliziumkristall entsprechend Bild 3-18.

Eine Ausnahme macht das Silizium. Hier sind λ und a stark temperaturabhängig [13], und $p \neq p(T)$ ist auch nicht erfüllt. Eine Zurückführung der Gl. (41-1) auf den eindimensionalen Fall liefert dann

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{a}{\lambda}(x, T) \cdot \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda(x, T) \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) + p(x, t, T) \right], \quad x \in G, \quad t > 0. \quad (41-10)$$

Im Unterschied zu Gl. (41-4) ist diese quasilinear. Sind λ und a unabhängig von x (und damit von der Dotierung und sonstigen Behandlung) kann man Gl. (41-10) zu

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a(T) \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{p(x, t, T)}{c(T) \cdot \rho(T)} \quad (41-11)$$

vereinfachen, denn für die Temperaturleitfähigkeit a gilt bekanntlich

$$a = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \quad (41-12)$$

Bei der Lösung der Gl. (41-11) ergibt sich keine Proportionalität zwischen zugeführter Leistungsdichte p und Temperatur T , und es ist fraglich, ob es sinnvoll ist, unter diesen Umständen, einen transienten Wärmewiderstand zu definieren. Wie in den Bildern 3-19 und 4-4 bis 4-6 sichtbar wird, ist aber der Temperaturabfall im Siliziumkristall selbst relativ klein, so daß dieser nichtlineare Anteil eine zu vernachlässigende Rolle spielt. Im Bereich kurzer Zeiten gilt dies nicht. Hier hilft eine andere Erscheinung weiter. Nimmt man eine gleichmäßige Leistungsentwicklung im Kristall an, kann man die Kristalltemperatur im Bereich kurzer Zeiten als unabhängig von x ansetzen und vermuten, daß dann noch keine Wärme an die umliegenden Schichten abgeführt wird. Dann ist $\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \approx 0$, und die Gl. (41-11) vereinfacht sich

weiter zu

$$\frac{dT}{dt} \approx \frac{p(t, T)}{c(T) \cdot \rho(T)} \quad (41-13)$$

Da aber c und ρ nicht übermäßig stark von der Temperatur abhängen [13], ist also auch in diesem Bereich eine Linearität zwischen Temperatur und Leistung, zumindestens näherungsweise, gegeben. Dies erklärt auch die guten Erfahrungen, die im Laufe der

Zeit mit der Anwendung des transienten Wärmewiderstandes zur Auslegung von Stromrichtern gemacht wurden.

Die Gl. (41-11) läßt sich natürlich sogar auf relativ einfache Weise numerisch lösen (z. B. [28]). Die Ergebnisse sind aber kaum allgemein verwendbar, da sehr viele Parameter in die Lösung eingehen (Ausgangstemperatur, Stromverlauf, Vorbelastung u. a.).

4.1.2 Lösung des Gleichungssystems

Zur Lösung des Gleichungssystems (Gln. (41-4) - (41-9)) sind in der Literatur viele Möglichkeiten beschrieben. Analytische Methoden (z. B. [17] und [27]) und gemischt analytisch-numerische Methoden [29] werden hier nicht weiter in Betracht gezogen, da auch der Einfluß des Leistungsverlaufes im Siliziumkristall berücksichtigt werden soll und dies praktisch nur numerisch möglich ist.

4.1.2.1 Anwendung der Linienmethode

Diskretisiert man Gl. (41-4) in Ortsrichtung

$$\frac{dT(x_i)}{dt} = a(x_i) \frac{T(x_i+h) - 2T(x_i) + T(x_i-h)}{h^2} + \frac{a}{\lambda}(x_i) \cdot p(x_i) + 0(h^2), \quad (41-14)$$

so erhält man ein System von gewöhnlichen Differentialgleichungen, dessen Lösung eine Näherungslösung von Gl. (41-4) ist.

Charakteristisch für dieses Verfahren, das im Detail in [30] beschrieben ist, ist die zeitkontinuierliche Lösung an diskreten Punkten x_i . Es ist äquivalent zu dem von Clemens Louis Beuken entwickelten thermischen Modell aus Widerständen und Kapazitäten in Kettenbruchsaltung [31]. Für die thermische Ersatzschaltung nach Bild 4-3 gilt die Differentialgleichung

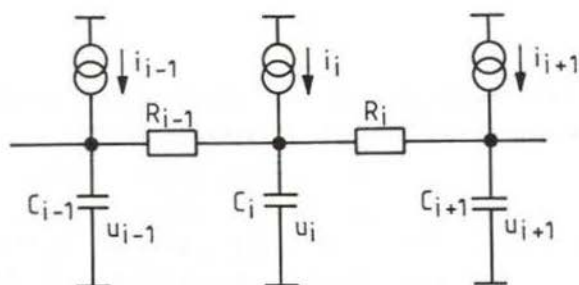


Bild 4-3: Ausschnitt aus einem thermischen Modell nach Beuken, erweitert um Stromquellen zur Simulation der Wärmequellendichte

$$\frac{du_i}{dt} = \frac{1}{C_i} \left[\frac{u_{i-1} - u_i}{R_{i-1}} - \frac{u_{i+1} - u_i}{R_i} + i_i \right] \quad (41-15)$$

und speziell für $R_i = R_{i-1}$

$$\frac{du_i}{dt} = \frac{1}{C_i \cdot R_i} (u_{i-1} - 2u_i + u_{i+1}) + \frac{i_i}{C_i}, \quad (41-16)$$

also es ergibt sich ein zur Gl. (41-14) äquivalentes Differentialgleichungssystem. Dieses gewöhnliche Differentialgleichungssystem löste Beuken analog durch den Aufbau einer elektrischen Ersatzschaltung. Flexibler ist eine numerische Lösung dieses im allgemeinen sehr steifen Systems. Ein geeignetes und schnelles Lösungsverfahren ist die automatisch durchgeführte Laplace-Transformation [58].

Will man jetzt aber in Ortsrichtung eng diskretisieren, um eine große Genauigkeit zu erzielen, so erhält man eine Ersatzschaltung mit vielen Kondensatoren C_i . Übersteigt die Anzahl der Kondensatoren die Zahl von ca. 25...30, so macht die Rücktransformation in den Zeitbereich große Schwierigkeiten. Es sind dann nämlich Nullstellen eines Polynoms mehr als 25...30sten Grades zu bestimmen. Dies ist ohne Verwendung spezieller Algorithmen mit üblichen Computern nicht möglich. Andererseits kann man das Gleichungssystem auch iterativ lösen, im allgemeinen mit speziellen Verfahren zur Lösung steifer Differential-Gleichungssysteme (implizite Verfahren). Dann ist es aber einfacher, die Gl. (41-4) auch noch in Zeitrichtung zu diskretisieren und ein Differenzenverfahren anzuwenden.

4.1.2.2 Anwendung des Differenzenverfahrens

Zur Berechnung der Ableitung in Zeitrichtung lassen sich der vorwärts oder der rückwärts genommene sowie der zentrale Differenzenquotient verwenden. Die Wahl der verschiedenen Arten hat ganz entscheidenden Einfluß auf die Stabilität und die Genauigkeit der Lösung und auf das anzuwendende Lösungsverfahren. Am günstigsten ist die Verwendung des zentralen Differenzenquotienten, des impliziten Verfahrens nach Crank-Nicolson [32]. Der globale Abbruchfehler ist dann $O(h^2 + k^2)$ und entsprechende Gleichungen sind z. B. in [30] zu finden. Zusätzlich sind den Gl. (41-6) und (41-7) entsprechende Differenzgleichungen der Ordnung $O(h^2)$ zu bilden. Dies geschieht durch die Einführung von jeweils zwei Hilfspunkten, die benötigt werden, um den zentralen Differenzenquotienten an den Unstetigkeitsstellen bilden zu können. Die beiden Hilfspunkte werden mit Hilfe der Diskretisierungsgleichung des Crank-Nicolson-Verfahrens und mit Hilfe der Stetigkeitsbedingungen wieder eliminiert. Man erhält dann eine bzw. zwei Differenzgleichungen, die vom Schema genau in das für jeden Zeitschritt aufzustellende tridiagonale lineare Gleichungssystem passen.

4.1.2.3 Vergleich der Ergebnisse

Die beiden beschriebenen Lösungsverfahren wurden auf einem Rechner implementiert und mit den Daten des Thyristors T 2200 N 3600...4400 (AEG-Telefunken) nach Tafel 3-5 gerechnet. Die Bilder 4-4 bis 4-6 zeigen die mit dem Differenzenverfahren erzielten Ergebnisse mit den aus Abschnitt 3.1.6 entnommenen Annahmen für die Leistungsverläufe im Siliziumkristall. Naturgemäß konnte bei dem hier vorliegenden eindimensionalen Modell der Einfluß der Wärmestromeinschnürung nicht berücksichtigt werden. Auch wurde der Einfluß der Oberflächen auf die Wärmekapazitäten und die Materialwiderstände nicht einkalkuliert. Die α -Werte wurden hier soweit verringert, daß sich der stationäre thermische Widerstand bei zentraler Leistungseinspeisung in der Mitte des Kristalls auf den meßtechnisch ermittelten Höchstwert (des schlechtesten Thyristors) einstellt.

Die Bilder 4-4 bis 4-6 sind Momentaufnahmen der bezogenen Temperaturverläufe im Innern der Thyristoren über der maßstäblich dargestellten Dicke mit der Zeit als Parameter. Deutlich ist in allen Bildern, die sich - ausgehend vom Siliziumkristall - ausbreitende Wärmeströmung zu erkennen. Erst ab etwa 0,1 s erreicht diese Strömung die Anoden- und die Kathodenscheibe (Bezeichnung nach Bild 3-1, S. 30) und nach etwa 0,5 s die Außenflächen des Thyristors. Nach ca. 8 s sind die Temperaturverläufe stationär, u. a. erkennbar an den linear abfallenden Kennlinien in den Materialien. Der stationäre Temperaturverlauf im Siliziumkristall selbst ist vergrößert im Bild 3-19 dargestellt. Die Sprünge in den Temperaturverläufen sind auf die hier berücksichtigten Kontaktwiderstände zwischen den einzelnen Scheiben zurückzuführen.

Während zwischen den Bildern 4-5 und 4-6 kaum Unterschiede zu erkennen sind, zeigt sich bei der zentralen Leistungseinspeisung in der Mitte des Siliziumkristalls zu allen Zeitpunkten eine deutliche Temperaturspitze, deren Ursache in der extremen Voraussetzung liegt. Als Folge liegen die aus diesem Bild abgeleiteten transienten Wärmewiderstände um einen etwa konstanten Betrag (für $t \geq 1$ ms) über den aus den Bildern 4-5 und 4-6 abgeleiteten Wärmewiderständen. Dabei wurde der Maximalwert der Temperatur im Siliziumkristall der Zeichnung zugrunde gelegt.

In Bild 4-8 werden die Ergebnisse der Lösung mit der Linienmethode (RC-Ersatzschaltbild nach Beuken, dimensioniert nach Abschnitt 4.1.3.3) mit dem Bild 4-7 verglichen. Man sieht die doch recht gute Übereinstimmung mit der Lösung der partiellen Differentialgleichung nach dem Crank-Nicolson-Verfahren.

Größere Abweichungen treten nur im Bereich kurzer Zeiten auf (bis ca. 10 ms), wobei hier die Lösung mit gleichmäßiger Leistungsverteilung sicherlich die realistischsten Werte liefert. Allerdings muß hier noch der Einfluß der Plasmaausbreitung im Thyristor Berücksichtigung finden, der partielle Temperaturerhöhungen hervorruft (die Ausbreitungszeit bei $T = 2200$ N 3600...4400 beträgt ca. 3 ms).

Beim RC-Modell hat man, obwohl es auch eindimensional ist, die Möglichkeit, den Einfluß der Wärmestromausbreitung

Lösung der eindimensionalen Wärmeleitungsgleichung
bei Thyristoren und Dioden in Scheibenzellenbauweise

Par_TH - Variante 04 - Kassetten 55/56 - 31. März 1984 - Sz

Berechnung mit
zentraler Leistungseinspeisung in der Mitte des Silizium-Kristalls:

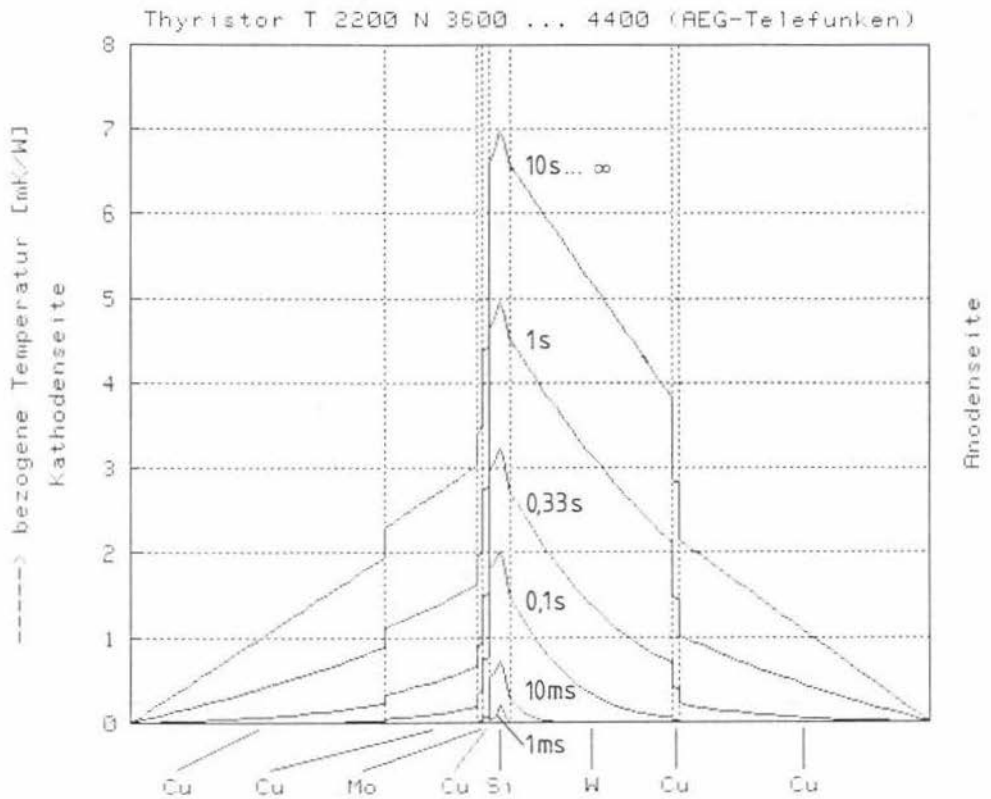


Bild 4-4: Temperaturverläufe im Thyristor bei einer zentralen Leistungseinspeisung (Parameter: Zeit t)

Lösung der eindimensionalen Wärmeleitungsgleichung
bei Thyristoren und Dioden in Scheibenzellenbauweise

Par_TH - Variante 04 - Kassetten 55/56 - 31. März 1984 - 8z

Berechnung mit gleichmäßiger Leistungsentwicklung im Silizium-Kristall:

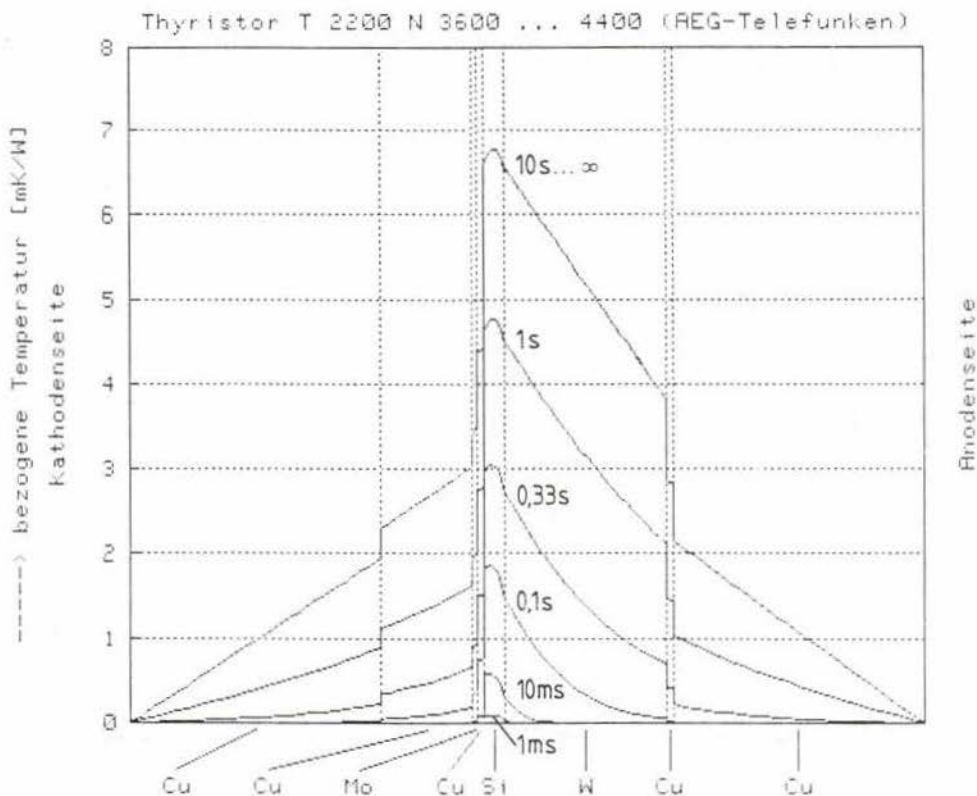


Bild 4-5: Temperaturverläufe im Thyristor bei gleichmäßiger Leistungsentwicklung (Parameter: Zeit t)

Lösung der eindimensionalen Wärmeleitungsgleichung
bei Thyristoren und Dioden in Scheibenzellenbauweise

Par_TH - Variante 04 - Kassetten 55/56 - 31. März 1984 - Sz

Berechnung mit einem Leistungsverlauf nach Michael S. Adler [18]:

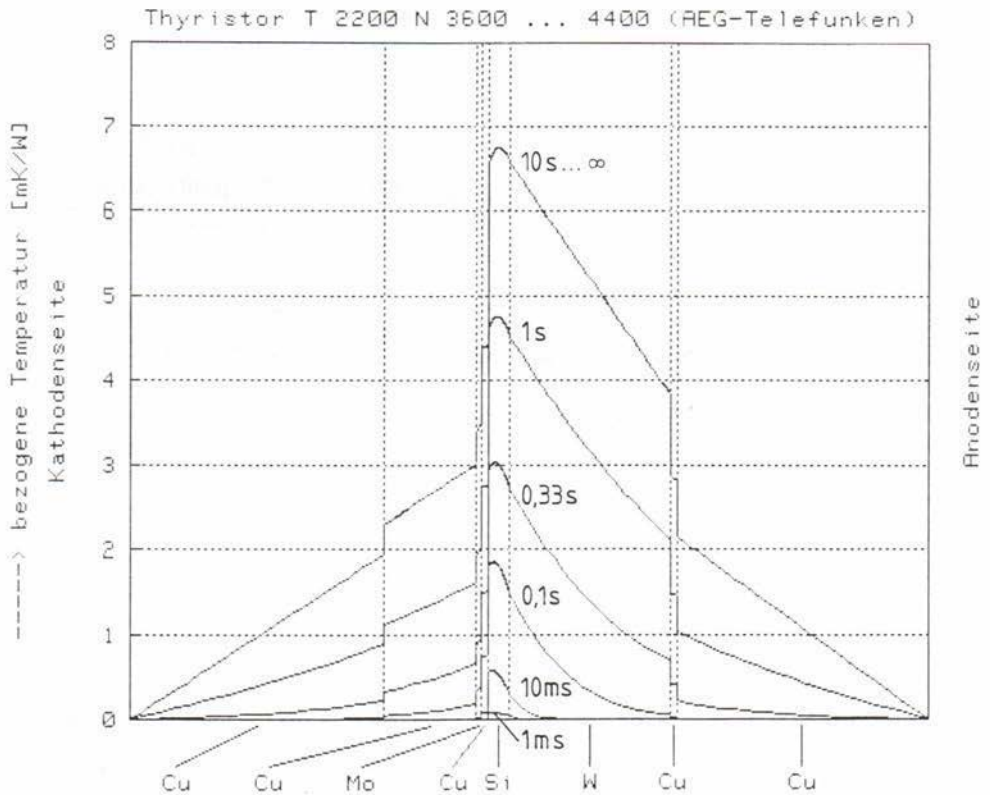


Bild 4-6: Temperaturverläufe im Thyristor bei einer Leistungsentwicklung nach Bild 3-18 (Parameter: Zeit t)

Lösung der eindimensionalen Wärmeleitungsgleichung
bei Thyristoren und Dioden in Scheibenzellenbauweise

Par_TH - Variante 04 - Kassetten 55/56 - 31. März 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)
 Aufbau: Modell "junction-case" (J-C)

Graphische Darstellung der transienten Wärmewiderstände:

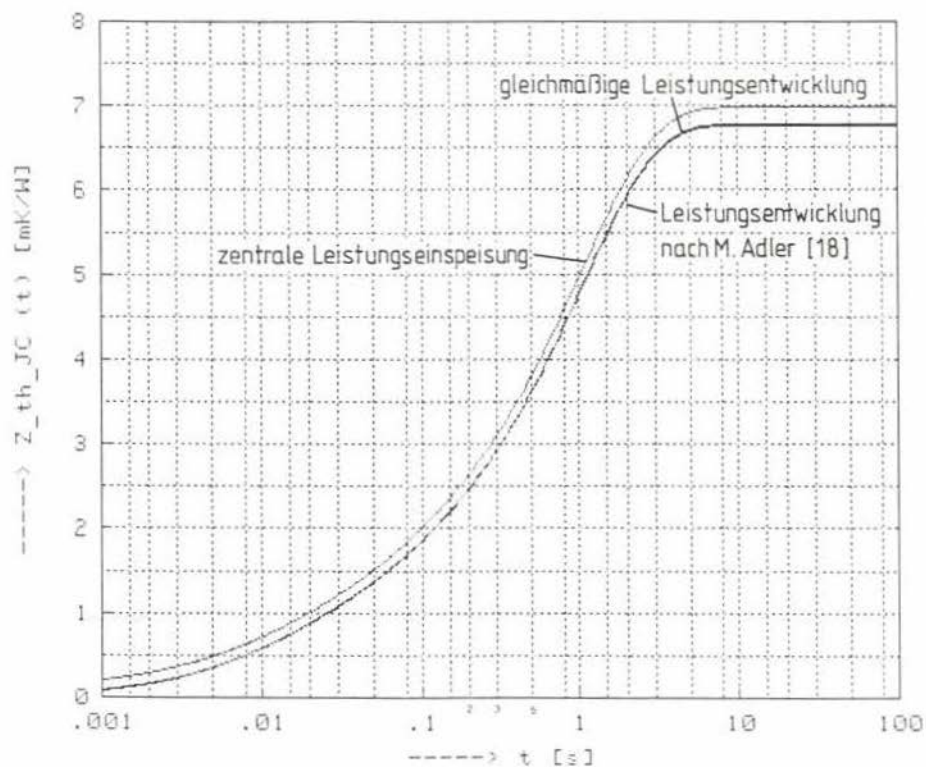


Bild 4-7: Vergleich der sich ergebenden transienten Wärmewiderstände bei verschiedenen Arten der Leistungseinspeisung

Lösung der eindimensionalen Wärmeleitungsgleichung
bei Thyristoren und Dioden in Scheibenzellenbauweise

Par_TH - Variante 04 - Kassetten 55/56 - 31. März 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)
Aufbau: Modell "junction-case" [J-C]

Graphische Darstellung der transienten Wärmewiderstände:

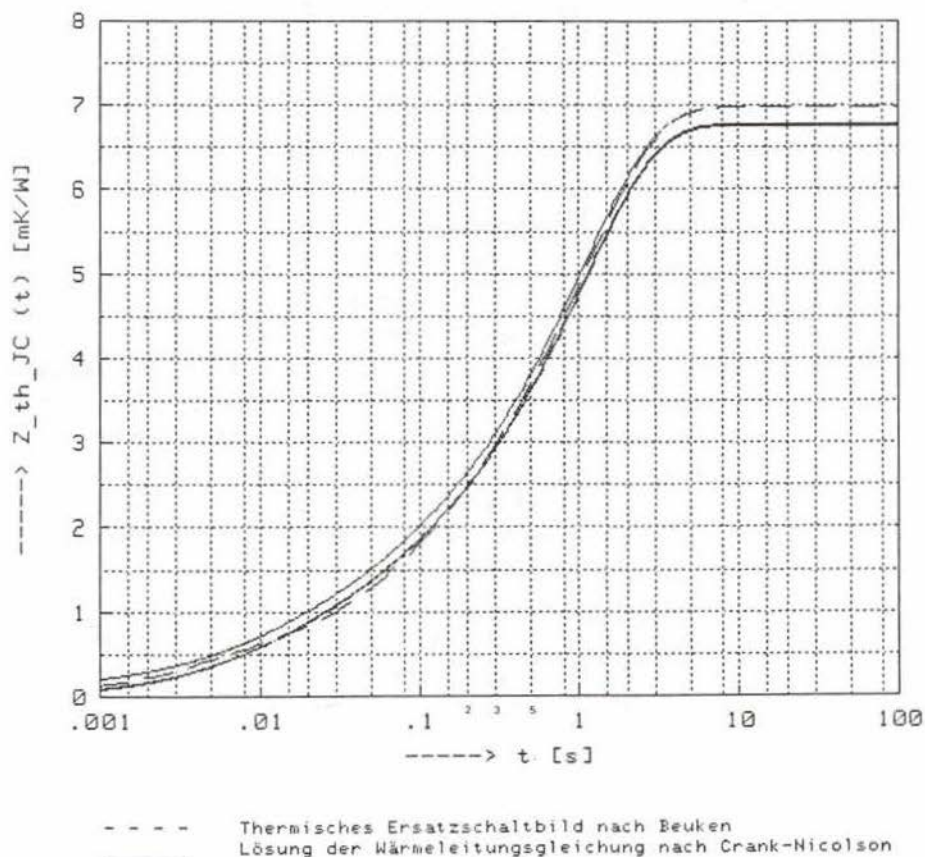


Bild 4-8: Vergleich der Ergebnisse mit Rechnung nach Crank-Nicolson und Beuken

durch höhere Materialwiderstände zu berücksichtigen (Abschnitt 3.1.5.3). Insoweit sind die Ergebnisse im mittleren Zeitbereich (10 ms ... 1 s) mit dem Beuken-Modell sogar realistischer als mit der Lösung nach Crank-Nicolson.

4.1.3 Thermisches Ersatzschaltbild

Die Anwendung der Linienmethode zur Lösung der eindimensionalen Wärmeleitungsgleichung führt auf ein thermisches Ersatzschaltbild aus Wärmewiderständen und Wärmekapazitäten.

4.1.3.1 Aufbau des Ersatzschaltbildes

Für die in Bild 3-1 dargestellten Hochspannungs-Thyristoren hat sich das in Bild 4-9 gezeigte thermische Ersatzschaltbild bewährt. Bei der Dimensionierung wird nach folgenden Prinzipien vorgegangen:

- Den "dicken" Scheiben (hier die Scheiben 1, 2, 6 und 8) werden drei thermische Kapazitäten und zwei thermische Widerstände zugeordnet (Bild 4-10). Die außen liegenden Kondensatoren erhalten je ein Viertel und der mittlere Kondensator die Hälfte der Wärmekapazität der gesamten Scheibe. Der thermische Widerstand wird je zur Hälfte auf die beiden Widerstände aufgeteilt. Hat die Scheibe, aus der der Wärmestrom zufließt, einen kleineren Durchmesser als die betrachtete Scheibe, so wird der sich aus der Einschnürung des Wärmestromes ergebende zusätzliche Wärmewiderstand ausschließlich R_1 zugeordnet. Hat die den Wärmestrom aufnehmende Scheibe einen kleineren Durchmesser, wird der entsprechende Anteil ausschließlich R_2 zugeschlagen.

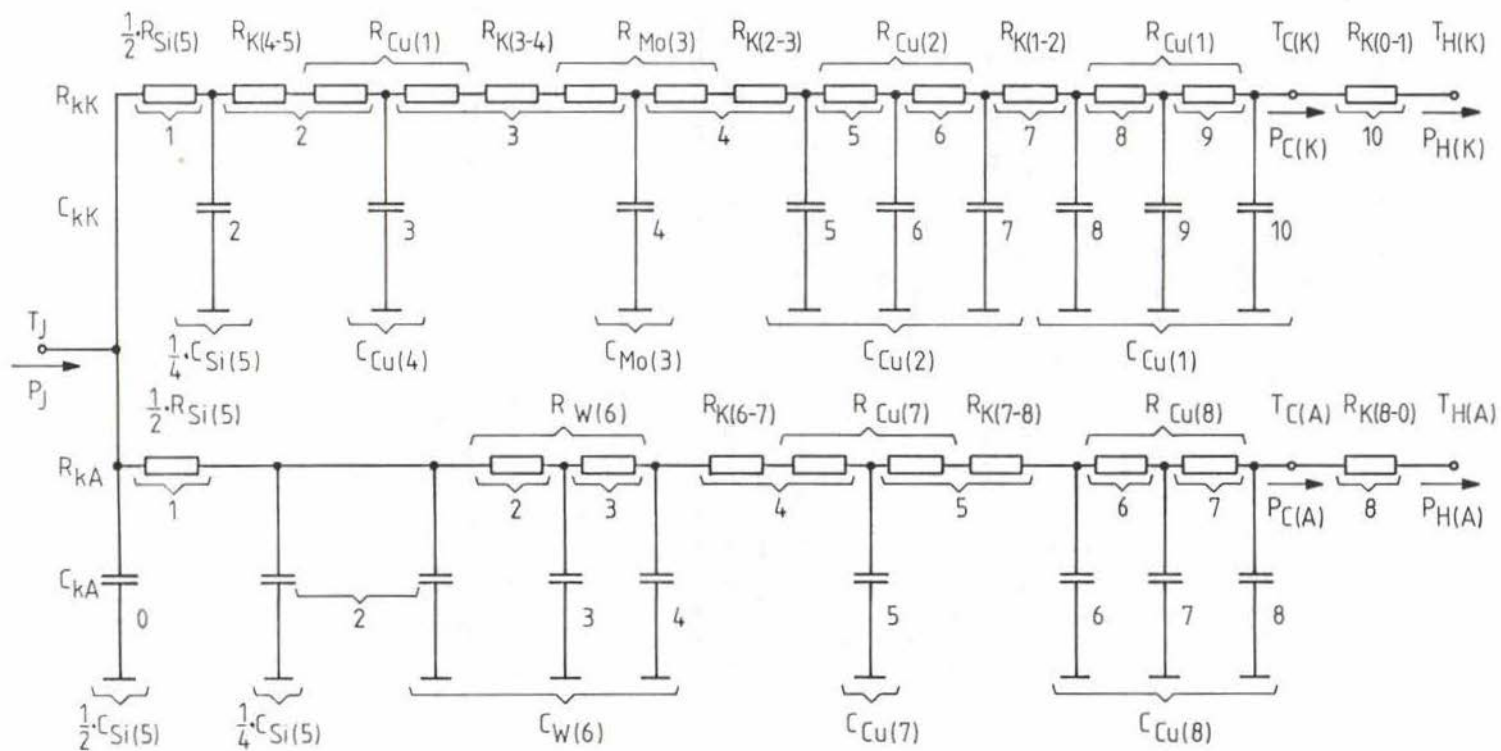


Bild 4-9: Thermisches Ersatzschaltbild für die Hochspannungsthyristoren nach Bild 3-1

- Den "dünnen" Scheiben (hier die Scheiben 3, 4 und 7) werden eine thermische Kapazität und ebenfalls zwei thermische Widerstände zugeordnet (Bild 4-11). Die Widerstände werden nach den gleichen Grundsätzen wie bei "dicken" Scheiben bemessen. Die Wärmekapazität wird aber als in einem Kondensator C konzentriert angenommen.
- Die Wärmekapazität des Siliziumkristalls wird, wie bei den dicken Scheiben, in drei Kondensatoren aufgeteilt, wobei an der Wärmequelle die halbe und an den Enden je ein Viertel der Kapazität angesetzt ist. Der thermische Widerstand wird je zur Hälfte der Anoden- und der Kathodenseite zugeschlagen [1, 9]. Die Wärmestromeinschnürung wird durch eine Vergrößerung des Widerstandes R_1 berücksichtigt (Bild 4-12).
- Zwischen den durch Druckkontakt verbundenen Scheiben wird ein (kapazitätsloser) thermischer Übergangswiderstand nach Abschnitt 3.1.5.5 angenommen.
- Der Übergangswiderstand zwischen dem Siliziumkristall und der anlegierten Mo- bzw. W-Trägerscheibe sei null. Der thermische Widerstand des Silumins wird dem Siliziumkristall, die thermische Kapazität dem Übergang Kristall - Trägerscheibe zugeordnet.
- Die galvanisch bzw. mechanisch aufgetragenen Oberflächenbeschichtungen der Scheiben werden bei vernachlässigten Übergangswiderständen den thermischen Widerständen und Kapazitäten der jeweiligen Seite zugeschlagen.

Die nach diesen Grundsätzen bemessenen Ersatzschaltbilder weisen eine gute Übereinstimmung zwischen Meß- und Rechenergebnissen auf (siehe Abschnitt 4.1.5.1).

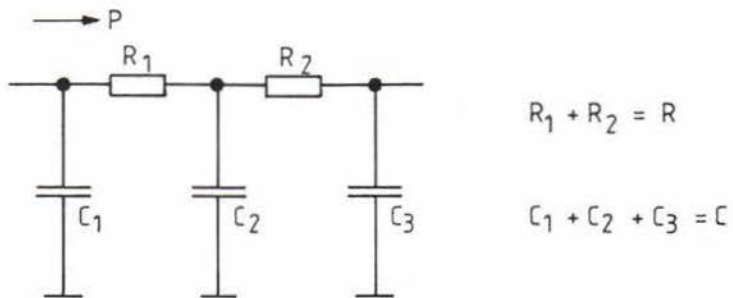


Bild 4-10: Thermisches Ersatzschaltbild der "dicken" Scheiben

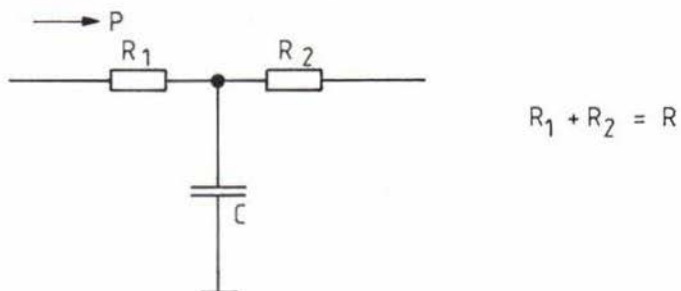


Bild 4-11: Thermisches Ersatzschaltbild der "dünnen" Scheiben

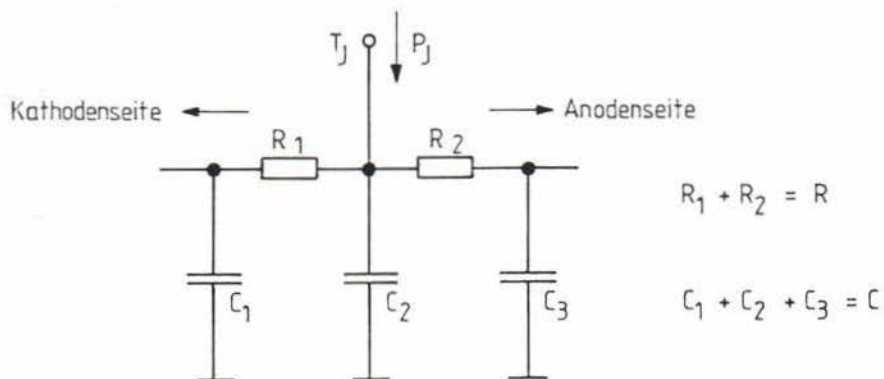


Bild 4-12: Thermisches Ersatzschaltbild des Siliziumkristalls

4.1.3.2 Berechnung der thermischen Kapazitäten

Für die thermische Kapazität eines homogenen, isotropen Körpers gilt

$$C = \rho \cdot c_p \cdot V \quad (41-17)$$

Das Volumen V der Scheiben errechnet sich mit der bekannten Gleichung

$$V = d \cdot \pi \cdot r_a^2 \quad (41-18)$$

mit den Maßen nach Bild 3-13.

Lediglich der Siliziumkristall hat eine besondere Form (Bild 4-13). Sein Volumen setzt sich aus zwei Kegelstümpfen zusammen. Mit den in Bild 4-13 angegebenen Maßen ergibt sich

$$V = \frac{\pi}{3} [(d_2 - d_1) \cdot (r_1^2 + r_1 r_2) + d_1 (r_3^2 + r_2 r_3) + d_2 r_2^2] \quad (41-19)$$

Werte für die Dichte ρ und die spezifische Wärmekapazität c_p der Stoffe können Tafel 3-3 entnommen werden.

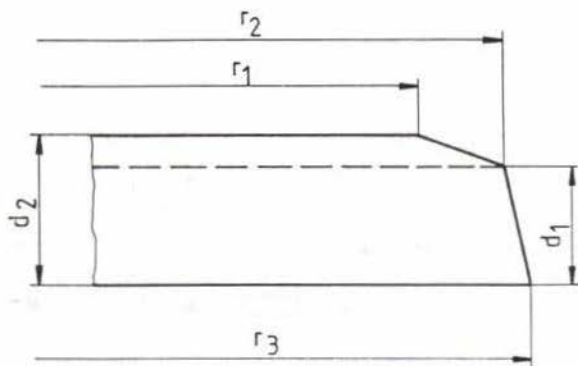


Bild 4-13: Aufbau der Silizium-Tablette

4.1.3.3 Berechnung für den Thyristor T 2200 N 3600...4400

Tafel 4-1 zeigt die mit Hilfe der Gln. (41-17) bis (41-19) errechneten Wärmekapazitäten des Thyristors T 2200 N 3600...4400 und Bild 4-14 zeigt die Größen der einzelnen Elemente des thermischen Ersatzschaltbildes.

#	V	M	C
1	86 400	772	295.7
2	22 930	204.8	78.54
3	1 682	17.15	4.463
4	1 643	14.68	6.060
5	6 989	16.29	13.028
5-6	226	0.53	0.422
6	52 800	1019	142.7
7	2 082	18.59	9.066
8	86 400	772	295.7
Einheit	mm ³	g	J/K

Tafel 4-1: Wärmekapazitäten des Thyristors T 2200 N 3600 ... 4400
(in die berechneten Zahlenwerte sind noch Oberflächenbeschichtungen und mechanische Bearbeitungen eingeflossen, die nicht einzeln ausgewiesen sind)

4.1.4 Berechnung der thermischen Dreitorparameter

Aus dem in Bild 4-9 dargestellten thermischen Ersatzschaltbild lassen sich nun Gleichungen, die das dynamische thermische Verhalten der Halbleiterbauelemente beschreiben, ableiten.

4.1.4.1 Das zweiseitig gekühlte Halbleiterbauelement als Dreitor

Bei zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen fließt die in der Sperrschicht entstehende Wärme über das anodenseitige und das kathodenseitige Zweitor (Vierpol) zu den Kühlelementen ab (Bild 4-15). Formal läßt sich das Verhalten dieser einzelnen Zweitore mit der in den Bildbereich der Laplace-Transformation umgesetzten Matrixgleichungen [33]

Thermisches Ersatzschaltbild von zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen

Diss_B - Variante 01 - Kassetten 57/58 - 21. Februar 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)

File-Name: T2200 (Bauelement)

Daten der Ersatzschaltung des Halbleiterbauelementes:

Kapazität des Eingangskondensators:

C_k0_TH(00) = 6.514 J/K

Parameter der Kettenbruchschialtung (Anodenseite):

R_kA_TH(01)	=	0.828 mK/W	
R_kA_TH(02)	=	2.356 mK/W	C_kA_TH(02) = 39.347 J/K
R_kA_TH(03)	=	2.488 mK/W	C_kA_TH(03) = 71.335 J/K
R_kA_TH(04)	=	1.663 mK/W	C_kA_TH(04) = 35.668 J/K
R_kA_TH(05)	=	1.151 mK/W	C_kA_TH(05) = 9.066 J/K
R_kA_TH(06)	=	1.901 mK/W	C_kA_TH(06) = 73.917 J/K
R_kA_TH(07)	=	1.795 mK/W	C_kA_TH(07) = 147.835 J/K
			C_kA_TH(08) = 73.918 J/K
Summe: R_kA_TH	=	12.180 mK/W	

Parameter der Kettenbruchschialtung (Kathodenseite):

R_kK_TH(01)	=	1.018 mK/W	
R_kK_TH(02)	=	5.294 mK/W	C_kK_TH(02) = 3.257 J/K
R_kK_TH(03)	=	2.311 mK/W	C_kK_TH(03) = 6.060 J/K
R_kK_TH(04)	=	1.021 mK/W	C_kK_TH(04) = 4.463 J/K
R_kK_TH(05)	=	0.891 mK/W	C_kK_TH(05) = 19.635 J/K
R_kK_TH(06)	=	0.891 mK/W	C_kK_TH(06) = 39.271 J/K
R_kK_TH(07)	=	0.813 mK/W	C_kK_TH(07) = 19.635 J/K
R_kK_TH(08)	=	2.323 mK/W	C_kK_TH(08) = 73.917 J/K
R_kK_TH(09)	=	1.795 mK/W	C_kK_TH(09) = 147.835 J/K
			C_kK_TH(10) = 73.918 J/K
Summe: R_kK_TH	=	16.356 mK/W	

Daten der Übergangswiderstände zur Kühleinrichtung:

R_kA_CH	=	2.000 mK/W
R_kK_CH	=	2.000 mK/W

Bild 4-14: Daten des thermischen Ersatzschaltbildes des Thyristors
T 2200 N 3600 ... 4400

$$\begin{pmatrix} P_{J(A)} \\ P_{G(A)} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} Y_{A11} & Y_{A12} \\ Y_{A21} & Y_{A22} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} T_J \\ T_{G(A)} \end{pmatrix} \quad (41-20)$$

$$\begin{pmatrix} P_{J(K)} \\ P_{G(K)} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} Y_{K11} & Y_{K12} \\ Y_{K21} & Y_{K22} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} T_J \\ T_{G(K)} \end{pmatrix} \quad (41-21)$$

beschreiben. Für das Verhalten des aus diesen beiden Zweitoren zusammengesetzten Dreitors (Bild 4-16) gilt prinzipiell die Gleichung

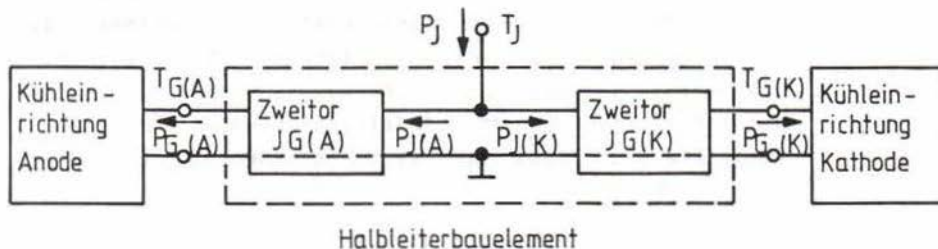


Bild 4-15: Anordnung des anodenseitigen und des kathodenseitigen Zweitors im zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelement

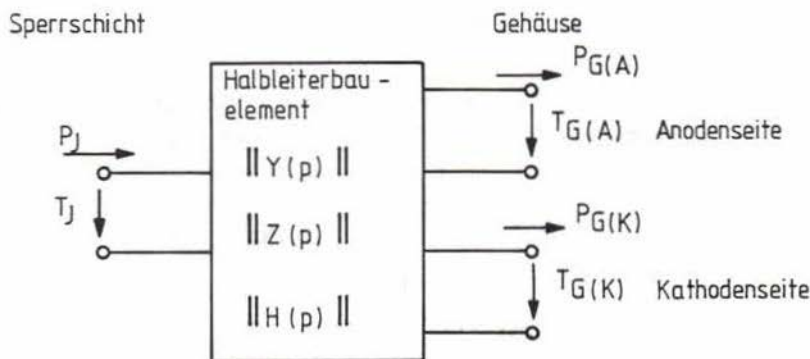


Bild 4-16: Dreitorarstellung des zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementes

$$\begin{pmatrix} P_J \\ P_{G(A)} \\ P_{G(K)} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} Y_{11} & Y_{12} & Y_{13} \\ Y_{21} & Y_{22} & Y_{23} \\ Y_{31} & Y_{32} & Y_{33} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} T_J \\ T_{G(A)} \\ T_{G(K)} \end{pmatrix} \quad (41-22)$$

Mit dieser Gleichung ist eine zu Gl. (31-1) äquivalente Beziehung für den dynamischen Fall bereitgestellt. Dabei sind alle in den Gl. (41-20) bis 41-22) verwendeten Parameter komplex.

4.1.4.2 Parameter des anoden- und des kathodenseitigen Zweitors [57]

Es sind die Zweitordparameter, der im Bild 4-17 dargestellten Zweitore, aus den Bauelementedaten zu errechnen. Dabei ist zu unterscheiden, ob der Kontaktwiderstand zwischen dem Gehäuse des Halbleiterbauelementes und der Oberfläche der Kühleinrichtung dem Halbleiterbauelement oder der Kühleinrichtung zugeordnet wird. Es sind die Parameter der Gleichung

$$\begin{pmatrix} P_J \\ P_G \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} Y_{11} & Y_{12} \\ Y_{21} & Y_{22} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} T_J \\ T_G \end{pmatrix} \quad (41-23)$$

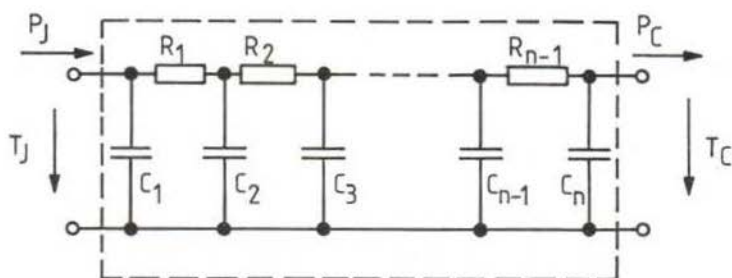
zu errechnen.

$Y_{11}(p)$ entspricht der Kurzschluß-Eingangsadmittanz

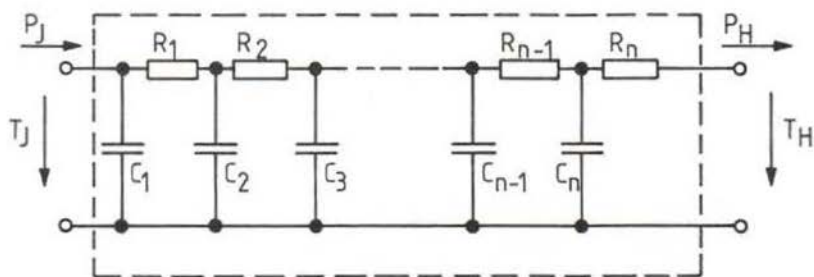
$$Y_{11}(p) = \left. \frac{P_J(p)}{T_J(p)} \right|_{T_G = 0} \quad (41-24)$$

Das Ergebnis wird mit Hilfe von [34, 35] durch Kettenbruchentwicklung errechnet und hat die Form einer gebrochenen rationalen Funktion

$$Y_{11}(p) = \frac{p^{n^*} \cdot b_{n^*} + p^{n^*-1} \cdot b_{n^*-1} + \dots + p^2 b_2 + p \cdot b_1 + b_0}{p^{n^*-1} \cdot a_{n^*-1} + p^{n^*-2} \cdot a_{n^*-2} + \dots + p^2 a_2 + p \cdot a_1 + a_0} \quad (41-25)$$



a) Fall „junction - case / JC “



b) Fall „junction- heatsink / JH “

Bild 4-17: Schaltbild des anoden- und des kathodenseitigen Zweitors

mit

$$n^* = \begin{cases} n & \text{für den Fall "JH"} \\ n - 1 & \text{für den Fall "JC"} \end{cases} \quad (41-26)$$

Nach der Vierpoltheorie gilt für jeden linearen, passiven Vierpol die Beziehung [36]

$$Y_{12}(p) = - Y_{21}(p) \quad (41-27)$$

Folglich muß nur einer der beiden Werte, entweder die negative Kurzschluß-Übertragungsdmittanz rückwärts $Y_{12}(p)$ oder die Kurzschluß-Übertragungsdmittanz vorwärts $Y_{21}(p)$, berechnet werden.

Aus Gl. (41-23) kann man

$$Y_{21}(p) = \frac{P_G(p)}{T_J(p)} \Big|_{T_G = 0} \quad (41-28)$$

entnehmen.

Für einen beliebigen Punkt k in der Kettenbruchschialtung gilt nach Bild 4-18

$$T_k = P_k \cdot R_k + T_{k+1} \quad (41-29)$$

$$P_k = T_{k+1} \cdot p \cdot C_{k-1} + P_{k+1} \quad (41-30)$$

Durch schrittweises Vorgehen ergibt sich (Fall "JH")

$$\begin{aligned} P_n &= P_G \\ \downarrow \\ T_n &= P_n \cdot R_n + T_{n+1} \\ &= P_G \cdot R_n \\ \downarrow \\ P_{n-1} &= T_n \cdot p \cdot C_n + P_n \\ &= P_G \cdot R_n \cdot p \cdot C_n + P_G \\ &= P_G (1 + p \cdot C_n \cdot R_n) \\ \downarrow \\ T_{n-1} &= P_{n-1} \cdot R_{n-1} + T_n \\ &= P_G (1 + p \cdot C_n \cdot R_n) \cdot R_{n-1} + P_G \cdot R_n \\ &= P_G (R_n + R_{n-1} + p \cdot C_n \cdot R_n \cdot R_{n-1}) \\ \downarrow \\ P_{n-2} &= T_{n-1} \cdot p \cdot C_{n-1} + P_{n-1} \end{aligned} \quad (41-31)$$

usw.

Das Ergebnis erhält man in der Form

$$Y_{21}(p) = \frac{1}{p^{n-1} \cdot a_{n-1}^* + p^{n-2} \cdot a_{n-2}^* + \dots + p \cdot a_1 + a_0} \quad (41-32)$$

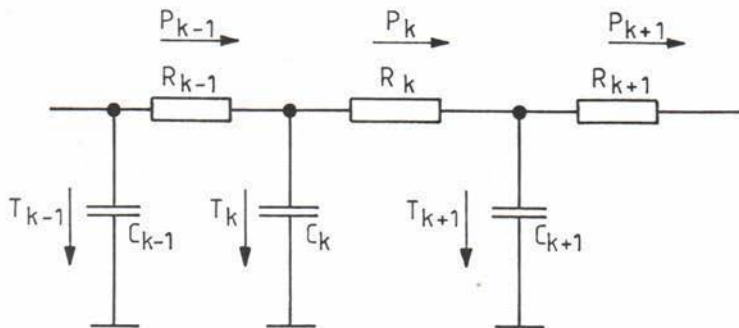


Bild 4-18: Ausschnitt aus der Kettenbruchschialtung um das k -te RC-Glied

$Y_{22}(p)$ ergibt sich aus

$$Y_{22}(p) = \left. \frac{P_G(p)}{T_G(p)} \right|_{T_J = 0} \quad (41-33)$$

als negative Kurzschluß-Ausgangsadmittanz. Sie wird analog $Y_{11}(p)$ berechnet.

Das Ergebnis hat die Form

$$Y_{22}(p) = \frac{p^{n-1} \cdot b_{n-1} + p^{n-2} \cdot b_{n-2} + \dots + p^2 b_2 + p \cdot b_1 + b_0}{p^{n-1} \cdot a_{n-1}^* + p^{n-2} \cdot a_{n-2}^* + \dots + p^2 a_2 + p \cdot a_1 + a_0} \quad (41-34)$$

Die sich bei der Rechnung bei einem Zweitor ergebenden Nennerpolynome mit den Koeffizienten $a_0, a_1, \dots, a_{n-1}^*$ haben sämtlich dieselben Nullstellen, die alle verschieden und auf der negativen reellen Achse der komplexen Ebene zu finden sind [37, 38]. Wird der Koeffizient b_0 der Zählerpolynome immer zu $b_0 = 1$ bzw. -1 festgelegt, dann sind die Nennerpolynome der Y -Parameter gleich.

Im folgenden werden die Admittanzen, wenn es erforderlich ist, in der Form

$$Y(p) = \frac{y(p)}{m(p)} \quad (41-35)$$

dargestellt. Diese Form hat sich bei der weiteren Berechnung als zweckmäßig erwiesen.

Eine andere Form der Darstellung der Beziehungen zwischen den Temperaturen und Leistungen an einem thermischen Zweitor ist die Widerstandsform

$$\begin{pmatrix} T_J \\ T_G \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} Z_{11} & Z_{12} \\ Z_{21} & Z_{22} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} P_J \\ P_G \end{pmatrix}. \quad (41-36)$$

Da ein Zweitor durch seine Y-Parameter vollständig bestimmt ist, lassen sich seine Z-Parameter direkt durch mathematische Beziehungen aus den Y-Parametern errechnen (siehe Gl. (41-44, 45)). Die praktische numerische Berechnung macht aber bei langen RC-Ketten Schwierigkeiten, da hierbei Differenzen von annähernd gleich großen Zahlen berechnet werden müssen, was auf einem Rechner zu unbrauchbaren Ergebnissen führen kann. Besser, weil genauer, ist dann die Berechnung der Z-Parameter aus den Bauelementengrößen selbst.

Mit Hilfe der Beziehungen

$$Z_{11}(p) = \left. \frac{T_J(p)}{P_J(p)} \right|_{P_G = 0} \quad (41-37)$$

$$Z_{21}(p) = -Z_{12}(p) = \left. \frac{T_G(p)}{P_J(p)} \right|_{P_G = 0} \quad (41-38)$$

$$Z_{22}(p) = \left. \frac{T_G(p)}{P_G(p)} \right|_{P_J = 0} \quad (41-39)$$

lassen sich diese Parameter analog den Y-Parametern errechnen. Sie haben die Form

$$Z_{11}(p) = \frac{a_{n-1} \cdot p^{n-1} + a_{n-2} \cdot p^{n-2} + \dots + a_0}{b_n \cdot p^n + b_{n-1} \cdot p^{n-1} + \dots + b_1 p} \quad (41-40)$$

$$Z_{12}(p) = -Z_{21}(p) = \frac{-1}{b_n \cdot p^n + b_{n-1} \cdot p^{n-1} + \dots + b_2 p^2 + b_1 p} \quad (41-41)$$

$$Z_{22}(p) = \frac{a_n^* \cdot p^n + a_{n-1}^* \cdot p^{n-1} + \dots + a_1 p + a_0}{b_n \cdot p^n + b_{n-1} \cdot p^{n-1} + \dots + b_1 p} \quad (41-42)$$

Für die Nennerpolynome der Z-Parameter gilt das gleiche wie für die der Y-Parameter, sie weisen alle dieselben negativen reellen nichtmehrfachen Nullstellen, sowie eine Nullstelle bei Null auf. Wird hier analog zu den Y-Parametern a_0 immer zu $a_0 = 1$ bzw. -1 gewählt, sind die Nennerpolynome gleich.

Die Darstellungsform der Impedanzen wird, falls es erforderlich ist, zu

$$Z(p) = \frac{z(p)}{N(p)} \quad (41-43)$$

gewählt.

4.1.4.3 Beziehungen zwischen den Y- und Z-Parametern

Die Y- und die Z-Parameter lassen sich nach [33] wie folgt ineinander umrechnen

$$\|Y\| = \frac{1}{\det \|Z\|} \begin{pmatrix} Z_{22} & -Z_{12} \\ -Z_{21} & Z_{11} \end{pmatrix} \quad (41-44)$$

$$\|Z\| = \frac{1}{\det \|Y\|} \begin{pmatrix} Y_{22} & -Y_{12} \\ -Y_{21} & Y_{11} \end{pmatrix} \quad (41-45)$$

Dabei gelten

$$\det \|Z\| = \frac{1}{\det \|Y\|} = Z_{11} \cdot Z_{22} - Z_{12} \cdot Z_{21} \quad (41-46)$$

$$\det \|Y\| = \frac{1}{\det \|Z\|} = Y_{11} \cdot Y_{22} - Y_{12} \cdot Y_{21} \quad (41-47)$$

Die numerische Berechnung der Polynome der Determinanten macht, wie bereits im letzten Abschnitt angedeutet, Schwierigkeiten. Es läßt sich zeigen, daß ganz allgemein

$$\det \|Z\| = \frac{z_{11} \cdot z_{22} - z_{12} \cdot z_{21}}{N \cdot N} = \frac{z_{11} \cdot z_{22} + 1}{N^2} \quad (41-48)$$

ohne Rest durch N und

$$\det \|Y\| = \frac{y_{11} \cdot y_{22} - y_{12} \cdot y_{21}}{m \cdot m} = \frac{y_{11} \cdot y_{22} + 1}{m^2} \quad (41-49)$$

ohne Rest durch m teilbar sind. Die Ausführung dieser Division ist bei längeren RC-Ketten auf dem Digitalrechner nicht durchführbar.

Durch einfache Rechnungen [57] kann man zeigen, daß

$$z_{11} \cdot z_{22} + 1 = u_{11} \cdot u_{22} + 1 = -m \cdot n \quad (41-50)$$

ist. Damit hat man geeignete Beziehungen zur Umrechnung der Parameter beisammen.

4.1.4.4 Y-, Z- und H-Parameter des Dreitors

Zu berechnen sind die Y-Parameter nach Gl. (41-22). Grundlage seien die Y-Parameter des anoden- und des kathodenseitigen thermischen Zweitors nach Bild 4-15. Unter Zugrundelegung des Bildes 4-16 ergibt sich:

$$T_{J(A)} = T_{J(K)} = T_J \quad (41-51)$$

$$P_J = P_{J(A)} + P_{J(K)} \quad (41-52)$$

Werden die Gleichungen in die Zweitorgleichungen der Anoden- und Kathodenseite eingesetzt, dann ergibt sich die Dreitorgleichung zu

$$\begin{pmatrix} P_J \\ P_{G(A)} \\ P_{G(K)} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} Y_{A11} + Y_{K11} & Y_{A12} & Y_{K12} \\ Y_{A21} & Y_{A22} & 0 \\ Y_{K21} & 0 & Y_{K22} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} T_J \\ T_{G(A)} \\ T_{G(K)} \end{pmatrix} \quad (41-53)$$

Dabei gelten auf Grund der Symmetriebedingungen für lineare passive Vierpole nach Gl. (41-27) auch hier

$$Y_{12}(p) = -Y_{21}(p) \quad (41-54)$$

$$Y_{13}(p) = -Y_{31}(p) \quad (41-55)$$

und zusätzlich

$$Y_{23}(p) = Y_{32}(p) = 0. \quad (41-56)$$

Für $Y_{11}(p)$ kann man durch Anwendung der Darstellungsform nach Gl. (41-35) ableiten

$$Y_{11}(p) = Y_{A11}(p) + Y_{K11}(p) \quad (41-57)$$

$$Y_{11}(p) = \frac{y_{A11}}{m_A} + \frac{y_{K11}}{m_K} \quad (41-58)$$

$$Y_{11}(p) = \frac{y_{A11} \cdot m_K + y_{K11} \cdot m_A}{m_A \cdot m_K} = \frac{y_{11}}{m_A \cdot m_K} \quad (41-59)$$

Für die Determinante der Matrix $\|Y\|$ gilt

$$\det \|Y\| = Y_{11} \cdot Y_{22} \cdot Y_{33} - Y_{13} \cdot Y_{22} \cdot Y_{31} - Y_{12} \cdot Y_{21} \cdot Y_{33} \quad (41-60)$$

$$= Y_{K22} \cdot \det \|Y_A\| + Y_{A22} \cdot \det \|Y_K\| \quad (41-61)$$

Die anderen Glieder der Determinante entfallen, da Y_{23} und Y_{32} null sind.

Analog zu den Y-Parametern nach der Gl. (41-22) lassen sich für das Dreitor Z-Parameter definieren:

$$\begin{pmatrix} T_J \\ T_{G(A)} \\ T_{G(K)} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} Z_{11} & Z_{12} & Z_{13} \\ Z_{21} & Z_{22} & Z_{23} \\ Z_{31} & Z_{32} & Z_{33} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} P_J \\ P_{G(A)} \\ P_{G(K)} \end{pmatrix} \quad (41-62)$$

Bei Berücksichtigung der Bilder 4-15, 16 sollen diese aus den Z-Parametern des anoden- und des kathodenseitigen Vierpols errechnet werden.

Es gelten die Gl. (41-51) und (41-52) sowie

$$T_J = Z_{A11} \cdot P_{J(A)} + Z_{A12} \cdot P_{G(A)} \quad (41-63)$$

$$T_{G(A)} = Z_{A21} \cdot P_{J(A)} + Z_{A22} \cdot P_{G(A)} \quad (41-64)$$

$$T_J = Z_{K11} \cdot P_{J(K)} + Z_{K12} \cdot P_{G(K)} \quad (41-65)$$

$$T_{G(K)} = Z_{K21} \cdot P_{J(K)} + Z_{K22} \cdot P_{G(K)} \quad (41-66)$$

Daraus erhält man für die Z-Matrix

$$\|Z\| = \frac{1}{Z_{A11} + Z_{K11}} \begin{pmatrix} Z_{A11} \cdot Z_{K11} & Z_{A12} \cdot Z_{K11} & Z_{A11} \cdot Z_{K12} \\ Z_{A21} \cdot Z_{K11} & Z_{A22} \cdot Z_{K11} + \det \|Z_A\| & Z_{A21} \cdot Z_{K21} \\ Z_{A11} \cdot Z_{K21} & Z_{A12} \cdot Z_{K21} & Z_{A11} \cdot Z_{K22} + \det \|Z_K\| \end{pmatrix} \quad (41-67)$$

In anderer Form läßt sich für die Z-Matrix

$$\|Z\| = \frac{1}{Z_{A11} \cdot N_K + Z_{K11} \cdot N_A} \begin{pmatrix} Z_{A11} \cdot Z_{K11} & Z_{K11} & Z_{A11} \\ Z_{K11} & Z_{A22} \cdot Z_{K11} - m_A \cdot N_K & -1 \\ Z_{A11} & -1 & Z_{A11} \cdot Z_{K22} - m_K \cdot N_A \end{pmatrix} \quad (41-68)$$

aufschreiben.

Zur Berechnung des Sperrschichttemperaturverlaufes aus dem Verlustleistungsverlauf und den Gehäusetemperaturverläufen werden Hybridparameter

$$\begin{pmatrix} T_J \\ P_{G(A)} \\ P_{G(K)} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} H_{11} & H_{12} & H_{13} \\ H_{21} & H_{22} & H_{23} \\ H_{31} & H_{32} & H_{33} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} P_J \\ T_{G(A)} \\ T_{G(K)} \end{pmatrix} \quad (41-69)$$

benötigt. Man erhält sie entweder direkt aus den Y-Parametern des Dreitors

$$\|H\| = \frac{1}{Y_{11}} \cdot \begin{pmatrix} 1 & -Y_{12} & -Y_{13} \\ Y_{21} & Y_{11} \cdot Y_{22} - Y_{12} \cdot Y_{21} & -Y_{13} \cdot Y_{21} \\ Y_{31} & -Y_{12} \cdot Y_{31} & Y_{11} \cdot Y_{33} - Y_{13} \cdot Y_{31} \end{pmatrix} \quad (41-70)$$

oder aber aus den Y-Parametern der anoden- und kathodenseitigen Zweitore

$$\|H\| = \frac{1}{Y_{A11} + Y_{K11}} \begin{pmatrix} 1 & -Y_{A12} & -Y_{K12} \\ -Y_{A12} & Y_{K11} \cdot Y_{A22} + \det \|Y_A\| & Y_{A12} \cdot Y_{K12} \\ -Y_{K12} & Y_{A12} \cdot Y_{K12} & Y_{A11} \cdot Y_{K22} + \det \|Y_K\| \end{pmatrix} \quad (41-71)$$

Mit den einzelnen Polynomen ergibt sich

$$\|H\| = \frac{1}{L} \cdot \begin{pmatrix} H_{11} & H_{12} & H_{13} \\ H_{21} & H_{22} & H_{23} \\ H_{31} & H_{32} & H_{33} \end{pmatrix} = \frac{1}{Y_{11}} \begin{pmatrix} m_A \cdot m_K & m_K & m_A \\ m_K & Y_{K11} \cdot Y_{A22} - N_A \cdot m_K & 1 \\ m_A & 1 & Y_{A11} \cdot Y_{K22} - m_A \cdot N_K \end{pmatrix} \quad (41-72)$$

mit Y_{11} aus Gl. (41-59).

4.1.5 Transienter Wärmewiderstand

4.1.5.1 Messung des transienten Wärmewiderstandes

Wie bereits in [39] nachgewiesen wurde, führt die am Anfang dieses Abschnittes zitierte Definition des transienten Wärmewiderstandes aus den Normen [3, 4] nur dann zu richtigen Ergebnissen, wenn bei Messungen und Rechnungen die Temperatur des Bezugspunktes konstant bleibt. Diese berechtigte Forderung erschwert eine getrennte Messung des transienten Wärmewiderstandes des Halbleiterbauelementes auch schon bei einseitiger Kühlung sehr. Bei zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen wären dann die Gehäusetemperaturen beider Seiten gleich und konstant zu halten. Dies ist nur sehr schwer zu realisieren.

Im folgenden sollen die sich aus den auftretenden Abweichungen ergebenden Differenzen berechnet und ihre Größe eingegrenzt werden. Messungen des transienten Wärmewiderstandes von Halbleiterbauelementen erfolgen im allgemeinen in einem Aufbau, der Bild 4-15 entspricht.

Der Einfachheit halber werden üblicherweise die Gehäuse-temperaturen der Anoden- und der Kathodenseite gemittelt und mit der Differenz dieses Mittels zur inneren Ersatztemperatur gerechnet:

$$Z_{thJG}^*(t) = \frac{T_J(t) - \frac{1}{2} (T_{G(A)}(t) + T_{G(K)}(t))}{P_J} \quad (41-73)$$

Dieses Verfahren hat auch seine Berechtigung. Es liefert bei Messungen im Originalaufbau, d. h. wenn sowohl der transiente Wärmewiderstand des Thyristors als auch der transiente Wärmewiderstand der Kühleinrichtung unter gleichen Bedingungen ermittelt wird, richtige Ergebnisse. Dann dürfen die so erhaltenen Werte unmittelbar addiert werden. Die Ergebnisse sind aber einzeln, wie in dieser Arbeit gezeigt wird, nur bedingt zu verwenden. Bereits in Abschnitt 3.1.2 wurde nachgewiesen, daß nicht einmal die so ermittelten stationären Endwerte korrekt sind.

Bild 4-19 zeigt gemessene, vom Hersteller AEG-Telefunken angegebene Höchstwerte des transienten Wärmewiderstandes des 56-mm-Thyristors T 625 N 3600...4400 im Fall "junction-case".

4.1.5.2 Berechnung des idealen transienten Wärmewiderstandes

Ausgehend von der Definition des transienten Wärmewiderstandes $Z_{th}(t)$ nach DIN 41862 kann man diesen formal aus der thermischen Impedanz $Z_{th}(p)$ durch Rücktransformation aus dem Bildbereich der Laplacetransformation [58]

$$Z_{th}(t) = \mathcal{L}^{-1} \left\{ \frac{Z_{th}(p)}{p} \right\} \quad (41-74)$$

berechnen. Dabei ergibt sich die thermische Impedanz direkt aus dem Quotienten der Temperaturdifferenzen und der Verlustleistungsänderung

$$Z_{thJG}(p) = \frac{T_J(p) - T_G(p)}{P_J(p)} \quad (41-75)$$

Der ideale transiente Wärmewiderstand eines Halbleiterbauelementes sei der mit konstanter Gehäusetemperatur

Berechnung der Grenzwerte des gemessenen transienten Wärmewiderstandes von Thyristoren und Dioden in Scheibenzellenbauweise

ZThDtG-mod - Kassetten 39/40 - Variante 02 - 10. Februar 1983 - Sz

Bauelement: Thyristor T 625 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)
 Aufbau: Modell "junction-case" [J-C]
 File-Name: T0625 (Bauelement)

Graphische Darstellung:

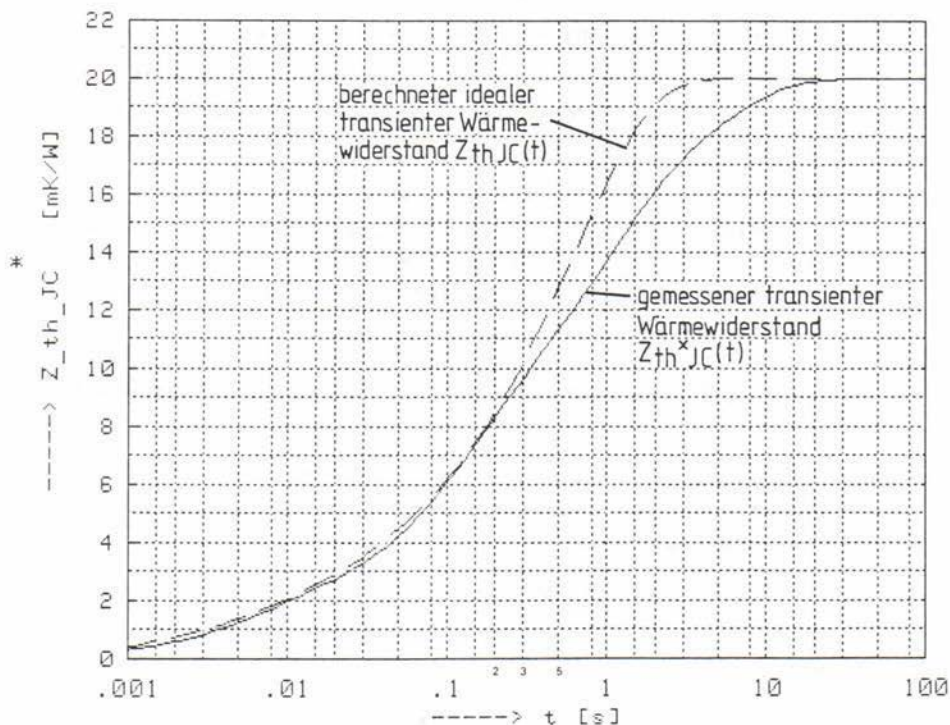


Bild 4-19: Vergleich zwischen Messung und Rechnung des transienten Wärmewiderstandes des Thyristors T 625 N 3600 ... 4400

$T_{G(A)}(t) = T_{G(K)}(t) = \text{const.}$ (entspricht $T_{G(A)}(p) = \dots$
 $\dots T_{G(K)}(p) = 0$) ermittelte Verlauf. Die entsprechende
 thermische Impedanz ergibt sich mit Gl. (41-75) zu

$$Z_{\text{thJG}}(p) = H_{11}(p) \cdot \quad (41-76)$$

In Bild 4-19 ist der so berechnete Verlauf für den Thyristor T 625 N 3600...4400 (Fall "junction-case") eingezeichnet. Man sieht im mittleren Zeitbereich erhebliche Abweichungen zu dem gemessenen Verlauf.

4.1.5.3 Grenzwerte des transienten Wärmewiderstandes

Welche Grenzwerte kann der mit Gl. (41-73) berechnete formale transiente Wärmewiderstand des Halbleiterbauelementes annehmen?

Wird das Halbleiterbauelement überhaupt nicht gekühlt, das heißt, sind $P_{C(A)} = P_{C(K)} = P_{H(A)} = P_{H(K)} = 0$, dann ergibt sich für den gemessenen Wert im Bildbereich der Laplacetransformation, unabhängig vom verwendeten Modell ("junction-case" bzw. "junction-heatsink").

$$Z_{\text{thJC oK}}^*(p) = Z_{\text{thJH oK}}^*(p) = Z_{11}(p) - \frac{1}{2} \cdot [Z_{21}(p) + Z_{31}(p)] \cdot \quad (41-77)$$

Für diesen Fall ist eine Grenzwertbetrachtung für große Zeiten interessant. Durch Anwendung des Anfangswert-Theorems [40]

$$\lim_{t \rightarrow \infty} f(t) = \lim_{p \rightarrow 0} p \cdot F(p) \quad (41-78)$$

erhält man

$$\lim_{t \rightarrow \infty} Z_{\text{thJG oK}}^*(t) = \frac{\sum_{i=1}^{n_A-1} [R_{kAi} \cdot \sum_{j=i+1}^{n_A} C_{kAj}] + \sum_{i=1}^{n_K-1} [R_{kKi} \cdot \sum_{j=i+1}^{n_K} C_{kKj}]}{2 \cdot (C_{k0} + \sum_{i=2}^{n_A} C_{kAi} + \sum_{i=2}^{n_K} C_{kKi})} \cdot \quad (41-79)$$

In Bild 4-20 ist das Ergebnis für den Thyristor T 625 N 3600...4400 eingezeichnet. Man sieht den interessanten Effekt, daß das ungekühlte Halbleiterbauelement, den niedrigsten formalen transienten Wärmewiderstand aufzuweisen hat.

Für extrem unsymmetrische Kühlung (hier nur kathodenseitige Kühlung) gilt z. B.

$$P_{G(A)} = T_{G(K)} = 0 \quad (41-80)$$

Daraus ergibt sich

$$Z_{thJG \text{ kK}}^*(p) = \frac{Z_{A11} - \frac{1}{2} \cdot Z_{A21}}{Z_{A11} \cdot \sqrt{Y_{K11}} + 1} \quad (41-81)$$

und analog gilt für anodenseitige Kühlung

$$Z_{thJG \text{ aK}}^*(p) = \frac{Z_{K11} - \frac{1}{2} \cdot Z_{K21}}{Z_{K11} \cdot \sqrt{Y_{A11}} + 1} \quad (41-82)$$

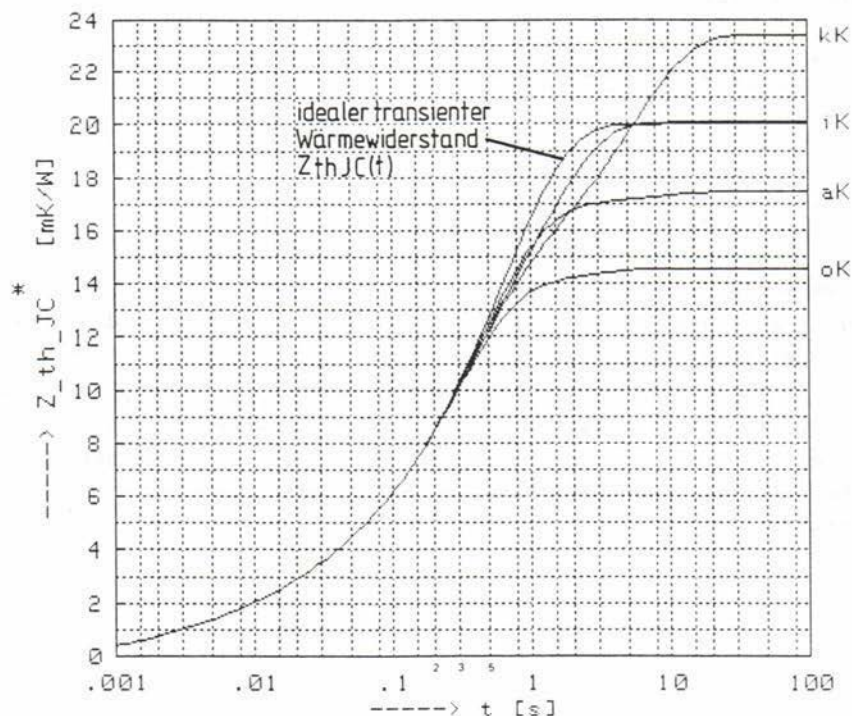
Beide Verläufe sind für den Fall "junction-case" ebenfalls in Bild 4-20 eingetragen. Zusätzlich enthält das Bild noch den Verlauf des transienten Wärmewiderstandes Z_{thJC}^* für den Fall der idealen Kühleinrichtung. Er ist bei Annahme $T_{H(A)} = T_{H(K)} = \text{const.}$, das heißt mit Berücksichtigung des Übergangswiderstandes zur Kühleinrichtung, die selbst aber ideal sein soll, errechnet. Die dafür erforderlichen Gleichungen sind im Abschnitt 4.3.2.1 abgeleitet.

Berechnung der Grenzwerte des gemessenen transienten Wärmewiderstandes von Thyristoren und Dioden in Scheibenzellenbauweise

ZThDtG-mod - Kassetten 39/40 - Variante 02 - 10. Februar 1983 - Sz

Bauelement: Thyristor T 625 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)
 Aufbau: Modell "junction-case" [J-C]
 File-Name: T0625 (Bauelement)

Graphische Darstellung:



Bedeutung der Abkürzungen: kK ... nur kathodenseitige Kühlung
 iK ... ideale Kühleinrichtung
 aK ... nur anodenseitige Kühlung
 oK ... ohne Kühlung

Bild 4-20: Grenzwerte des meßbaren (formalen) transienten Wärmewiderstandes des Thyristors T 625 N 3600 ... 4400 unter verschiedenen extremen Kühlbedingungen

4.2 Verhalten der Kühlelemente

Um Aussagen über das dynamische Verhalten der Kühleinrichtung zu erhalten, kann man entweder versuchen, deren Verhalten als eigenständige Komponente zu beschreiben [39] oder aber Messungen im Originalaufbau, bestehend aus den Halbleiterbauelementen und der Kühleinrichtung, vorzunehmen.

4.2.1 Messung des Übergangsverhaltens

4.2.1.1 Theoretischer Ansatz und Meßprinzip

In Analogie zu Gl. (32-8) wird für das dynamische Verhalten der Kühldosen die Gleichung

$$\begin{pmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_B \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} Z_{11} & Z_{12} & Z_{13} \\ Z_{21} & Z_{22} & Z_{23} \\ Z_{31} & Z_{32} & Z_{33} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} P_1 \\ P_2 \\ T_A \end{pmatrix} \quad (42-1)$$

postuliert.

Im stationären Betrieb ($t \rightarrow \infty$) haben Z_{13} , Z_{23} und Z_{33} den Wert 1, Z_{31} und Z_{32} den Wert R_W und die übrigen Z-Parameter haben die entsprechenden R-Werte (z. B. $Z_{11} = R_{11}$).

Um das Übergangsverhalten der Kühldose meßtechnisch zu ermitteln, müssen die Größen auf der rechten Seite von Gl. (42-1) (P_1 , P_2 und T_A) bei konstant gehaltenem \dot{M} einzeln sprunghaft geändert werden. Aus den dann gemessenen Verläufen von T_1 , T_2 und T_B können dann die Z-Parameter bestimmt werden.

4.2.1.2 Messung von $Z_{\dots 1}(t)$ und $Z_{\dots 2}(t)$

Die Messung von Z_{11} , Z_{21} , Z_{31} , Z_{12} , Z_{22} und Z_{32} erfordert die technische Realisierung eines Leistungssprunges auf Seite 1 bzw. Seite 2 der Kühldose. Dies ist natürlich nur annähernd zu realisieren.

Die Erwärmung durch ein Halbleiterbauelement scheidet dabei gänzlich aus, da die ihm innewohnenden thermischen Zeitkonstanten von bis zu 10 s einem Sprung auch annähernd

nicht entsprechen. Überhaupt sind konduktive Erwärmungsverfahren für diesen Fall nur mit größerem konstruktivem Aufwand zu realisieren. Da hier eine relativ hohe Leistung (500...2000 W) auf einer ziemlich großen Fläche (\varnothing 50... \varnothing 100 mm), bei gleichzeitig möglichst kleiner Wärmekapazität aufzubringen ist, muß die Wärmequelle selbst möglichst "dünn" sein. Denkbar wäre hier die Realisierung einer archimedischen Spirale aus Widerstandsdraht. Dabei sind aber Schwierigkeiten mit dem Wärmekontakt zur Kühldose und mit der Isolation zu erwarten (die Kühldose ist elektrisch leitfähig). Eine andere Möglichkeit würde in der Anwendung einer speziell hergestellten Scheibe aus einem halbleitenden Material bestehen, die man dann noch kontaktieren muß [39]. Die Scheibe und die Kontaktschiene besitzen selbst noch eine erhebliche Wärmekapazität.

Ein nahezu ideales Verfahren zur Erzeugung eines Leistungssprunges stellt die Induktionserwärmung dar [41, 42]. Zudem steht mit dem in [43] beschriebenen Wechselrichter ein gut geeignetes Gerät zur praktischen Realisierung zur Verfügung. Bei einer Betriebsfrequenz des Wechselrichters von ca. 25 kHz beträgt die Eindringtiefe in unlegierten Stahl (St 37 nach DIN 1541) etwa 0,1 mm. Daraus ergibt sich eine Mindeststärke der Wärmequelle (Stahlscheibe) von etwa 0,5 mm, die dann bei einem Durchmesser von 100 mm eine Wärmekapazität von $14,9 \frac{\text{J}}{\text{K}}$ aufweist. Im Gegensatz dazu beträgt die Wärmekapazität des Kupferbodens der 100-mm-Zelle $296 \frac{\text{J}}{\text{K}}$ (siehe Tafel 4-1). Bei einer Induktionsleistung von 1500 W lassen sich mit der Stahlscheibe Temperaturgradienten von bis zu $100 \frac{\text{K}}{\text{s}}$ (ohne Wärmeübertragung) erzielen.

Zur Messung wurde oben und unten je eine Stahlscheibe von 100 mm Durchmesser auf die Kühldose aufgelegt. Diese Stahlscheiben wurden durch Induktorspulen von 110 mm Durchmesser erwärmt. Bild 4-21 zeigt die Meßanordnung und Bild 4-22 einen linear aufgetragenen Temperaturverlauf auf der beheizten Seite. Der steile Anstieg in Bild 4-22 zeigt sehr deutlich die recht gute Verwirklichung des gewünschten Leistungssprunges. Die Bilder 4-23 und 4-24 zeigen die vollständige Darstellung für einen Arbeitspunkt. Der Meßpunkt muß hier an der Kühldosenoberfläche liegen, weil ohne Halbleiterbauelement gemessen wird. Der in Abschnitt 3.2.3 beschriebene Einfluß

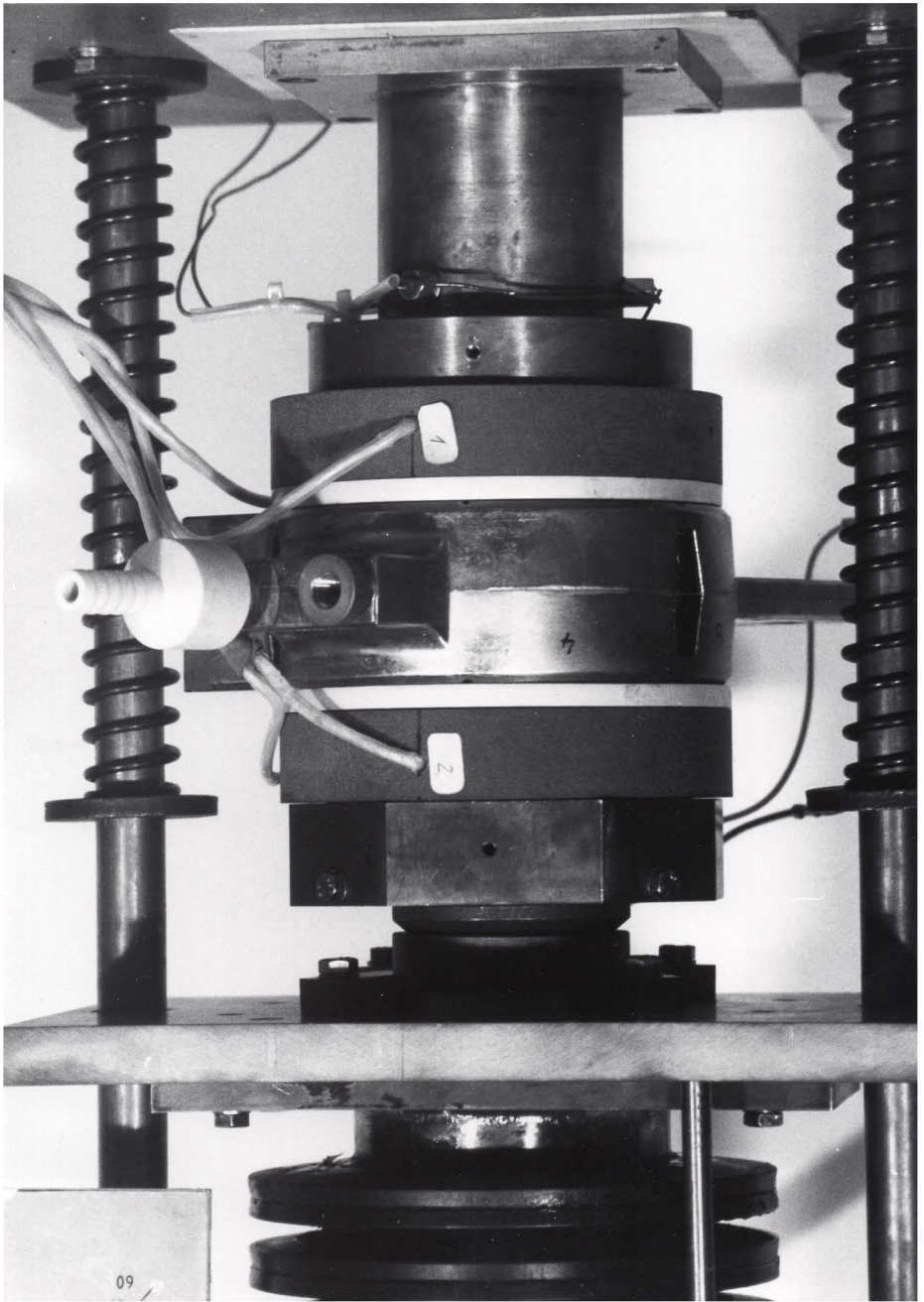
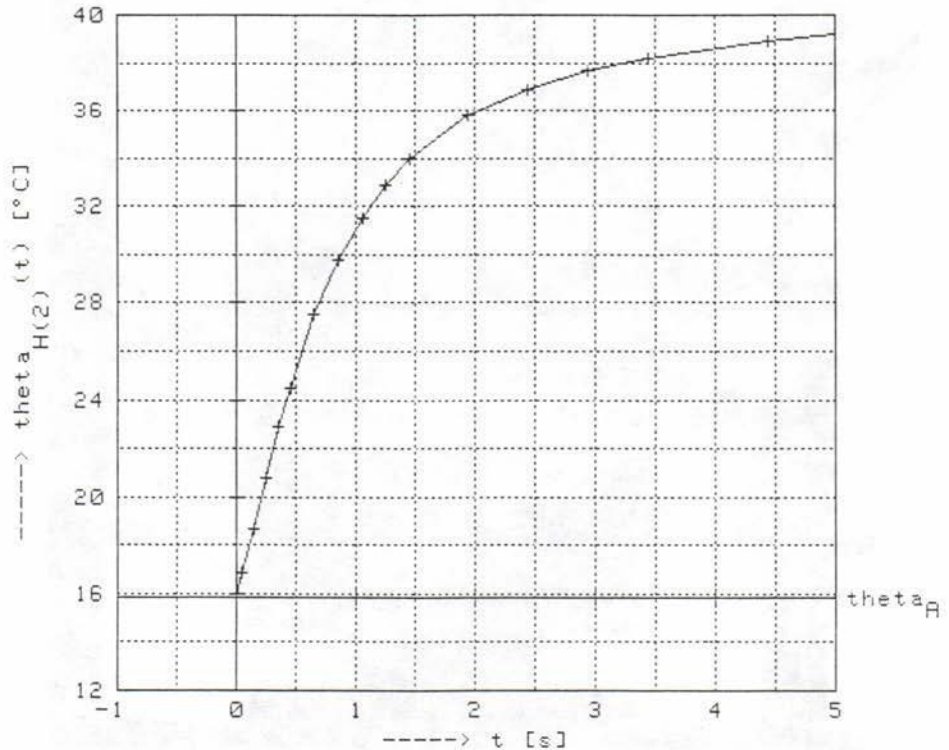


Bild 4-21: Meßanordnung zur Messung des Übergangsverhaltens der Kühltosen durch Erzeugung eines Verlustleistungssprunges

Berlin, den 18. Oktober 1985

Ergebnisse der Messungen an Kühlelementen bei sprunghafter Erwärmung

Diss_B - Version 1.1 - Kassetten 57/58 - 17. Oktober 1985 - Sz



Versuchsbedingungen: Messung vom 21. Juni 1985
 $\dot{V} = 150.0 \text{ l/h}$, $P_1 = 0$, $P_2 = \dot{Q} = 1593 \text{ W}$, $\theta_H = 15.9 \text{ }^{\circ}\text{C}$
Meßstelle auf Seite 2, Wärmequelle $\varnothing 100 \text{ mm}$
Kühlmittelrichtung: Seite 1 \implies Seite 2

Bild 4-22: Verlauf der Temperatur an der Kühldosenoberfläche bei einer sprunghaften Wärmestromeinspeisung mit induktiver Erwärmung (lineare Darstellung)

Ergebnisse der Messungen an Kühlelementen bei sprunghafter Erwärmung

Diss_B - Version 1.1 - Kassetten 57/58 - 21. Februar 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG)
 Modell: Modell "junction-heat-sink" [J-H]
 Kühlung: REG-Kühl-dose 029.076 404 (100 mm) Nr. 2 Messung 04.10.85
 Aufbau: Kühlmittel-Richtung von der Anoden- zur Kathodenseite

File-Namen: I1115 (Kühl-dose) T2200 (Thyristor)

Meßstelle: Anlageflächen der Kühl-dose (heat-sink)
 Kühlmittel: Wasser
 Aufbau: Kathode <==> Seite 1 | Anode <==> Seite 2
 Kühlmittel-Richtung von Seite 2 zu Seite 1

Volumendurchsatz des Kühlmittels	V_punkt	=	150.0 l/h
umgesetzte Verlustleistung	Q_punkt	=	1.166 W
mittlere Kühlmittel-zuflußtemperatur	θ_A	=	18.1 °C

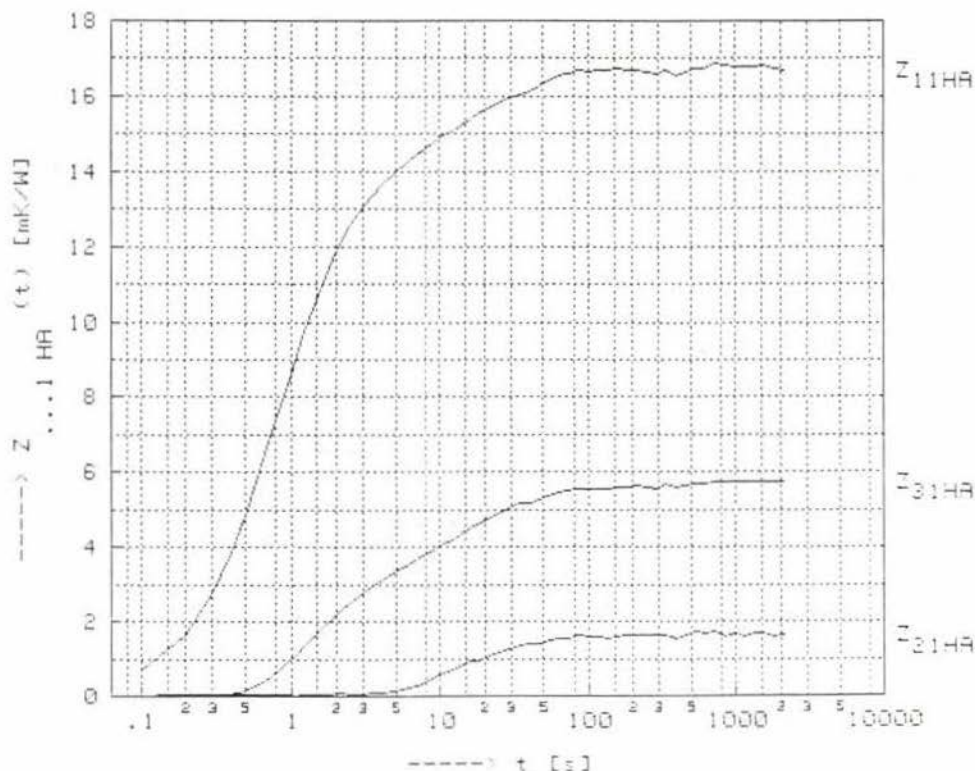
Graphische Darstellung der gemessenen dynamischen Parameter der Kühl-dose:

Bild 4-23: Beispiel für den gemessenen Verlauf der dynamischen Parameter der Kühl-dosen (Erregung von Seite 1)

Ergebnisse der Messungen an Kühlelementen bei sprunghafter Erwärmung

Diss_B - Version 1.1 - Kassetten 57/58 - 21. Februar 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG)
 Modell: Modell "junction-heatsink" [J-H]
 Kühlung: REG-Kühldose 029.076 404 (100 mm) Nr. 2 Messung 04.10.85
 Aufbau: Kühlmittel-Richtung von der Anoden- zur Kathodenseite

File-Namen: I1115 (Kühldose) T2200 (Thyristor)

Meßstelle: Anlageflächen der Kühldose (heatsink)
 Kühlmittel: Wasser
 Aufbau: Kathode <==> Seite 1 | Anode <==> Seite 2
 Kühlmittel-Richtung von Seite 2 zu Seite 1

Volumendurchsatz des Kühlmittels	V_punkt	=	150.0 l/h
umgesetzte Verlustleistung	Q_punkt	=	1 860 W
mittlere Kühlmittelzufußtemperatur	θ_A	=	18.2 °C

Graphische Darstellung der gemessenen dynamischen Parameter der Kühldose:

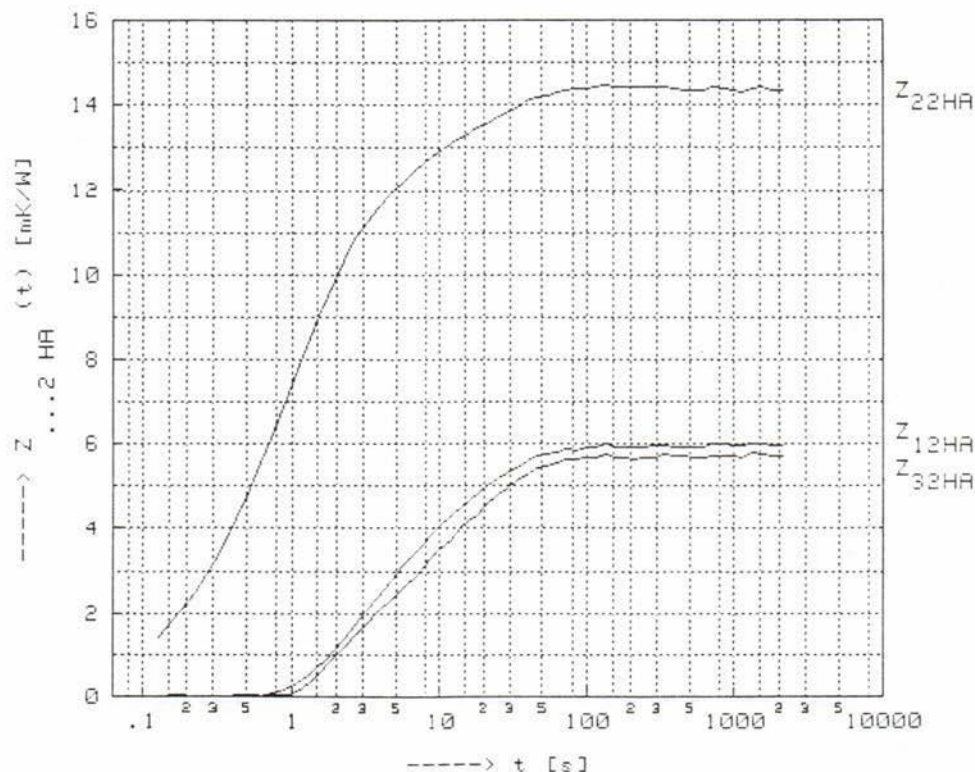


Bild 4-24: Beispiel für den gemessenen Verlauf der dynamischen Parameter der Kühldosen (Erregung von Seite 2)

der Wärmestromeinschnürung, bedingt durch den unsymmetrischen Aufbau der Halbleiterbauelemente, kann sich bei diesem Meßverfahren natürlich nicht widerspiegeln. Vielmehr zeigen die hier ermittelten stationären Endwerte deutlich niedrigere Werte als die Messungen mit angelegten Meßzellen (Apparatur nach Bild 3-23). Um diesen Effekt auszugleichen, wurden die induktiv erhaltenen transienten Verläufe linear hochgerechnet. Basis dafür sind die zuvor stationär mit einer Einspeisung über Halbleiterbauelemente ermittelten Werte.

4.2.1.3 Messung von $Z_{13}(t)$, $Z_{23}(t)$ und $Z_{33}(t)$

Zur Messung dieser Z-Parameter muß ein Sprung der Kühlmittelzuflußtemperatur realisiert werden. Auch dieser läßt sich nur annähernd verwirklichen, da das Kühlmittel erst über ein kaltes Rohrstück zur Kühldose fließen muß. Zudem wirken sich hier auch die Zeitkonstanten der Thermoelemente auf die Ergebnisse, vor allem für $Z_{33}(t)$, aus.

Mit einigen theoretischen Überlegungen können aber zusammen mit den Meßergebnissen genauere Aussagen über $Z_{33}(t)$ gewonnen werden.

$Z_{33}(t)$ weist eine Totzeit t_T auf, die ihre Ursache in der endlichen Geschwindigkeit w_1 des Kühlmittels in der Spirale hat. Für die Totzeit gilt

$$t_T = \frac{l \cdot d_i^2 \cdot \pi}{4 \cdot \dot{V}} \quad (42-2)$$

Die Tafel 4-2 zeigt konkrete Zeiten für die 100-mm-Kühldose mit $l = 2,77$ m und $d_i = 4,5$ mm.

Volumenstrom \dot{V}	30	60	90	120	150	180	l/h
Totzeit t_T	5.287	2.643	1.762	1.322	1.057	0.881	s

Tafel 4-2: Totzeitanteil t_T in $Z_{33}(t)$ der Kühldose REG 029.076 404 für Thyristoren mit einem Kristalldurchmesser von 75 mm und 100 mm.

Setzt man nach dieser Totzeit für $Z_{33}(t)$

$$Z_{33}(t) = \sum_{i=1}^n R_i \cdot (1 - e^{-(t-t_T)/\tau_i}) \quad (42-3)$$

an, dann erhält man mit dem Energiesatz die Bedingung

$$\sum_{i=1}^n R_i \cdot \tau_i = C_{KD} \cdot R_W - t_T, \quad (42-4)$$

die zusammen mit

$$\sum_{i=1}^n R_i = 1 \quad (42-5)$$

eingehalten werden muß. Tafel 4-3 zeigt die Werte für die AEG-Kühl-dose mit $C_{KD} = 1950 \frac{J}{K}$, der gesamten thermischen Kapazität der Kühl-dose.

Volumenstrom \dot{V}	30	60	90	120	150	180	l/h
$\sum R_i \cdot \tau_i$	51.1	25.6	17.0	12.8	10.2	8.52	s

Tafel 4-3: Bezogener Energieinhalt der Kühl-dose REG 029.076 404 für Thyristoren mit einem Kristalldurchmesser von 75 mm und 100 mm

Bild 4-25 zeigt gemessene Werte für $Z_{13}(t)$, $Z_{23}(t)$ und $Z_{33}(t)$. Gl. (42-4) wird hier mit einer Genauigkeit von etwa 25 % eingehalten (vgl. Bild 4-32). Die Differenz ist auf die am Anfang dieses Abschnittes erwähnten Schwierigkeiten zurückzuführen.

4.2.2 Messung im Originalaufbau

4.2.2.1 Meßverfahren

In dem Originalaufbau, dessen transientes Verhalten bestimmt werden soll, werden Meßstellen an den Übergängen von Halbleiterbauelement zum Kühlelement angebracht. Dann wird in dem Halbleiterbauelement ein Verlustleistungssprung erzeugt und die Temperaturverläufe an den Übergängen gemessen. Bei dieser Messung sind T_A , P_J und \dot{M} konstant zu halten.

Bild 4-26 zeigt eine Meßanordnung aus 3 Thyristoren und 4 Kühl-dosen zur Messung des dynamischen thermischen Verhaltens einer Säule aus zweiseitig gekühlten Halbleiterbauele-

Ergebnisse der Messungen an Kühlelementen bei sprunghafter Erwärmung

Diss_B - Version 1.1 - Kassetten 57/58 - 21. Februar 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG)
 Modell: Modell "junction- heatsink" [J-H]
 Kühlung: REG-Kühldose 029.076 404 (100 mm) Nr. 2 Messung 13.08.85
 Aufbau: Kühlmittel-Richtung von der Anoden- zur Kathodenseite

File-Namen: I1115 (Kühldose) T2200 (Thyristor)

Meßstelle: Anlageflächen der Kühldose (heatsink)
 Kühlmittel: Wasser
 Aufbau: Kathode <==> Seite 1 | Anode <==> Seite 2
 Kühlmittel-Richtung von Seite 2 zu Seite 1

Volumendurchsatz des Kühlmittels	V_punkt	=	150.0 l/h
Temperatursprung des Kühlmittels	ΔT	=	25.5 K
Bezugstemperatur	ϑ_B	=	25.6 °C
Kühlmittelzuflußtemperatur	ϑ_A	=	51.0 °C

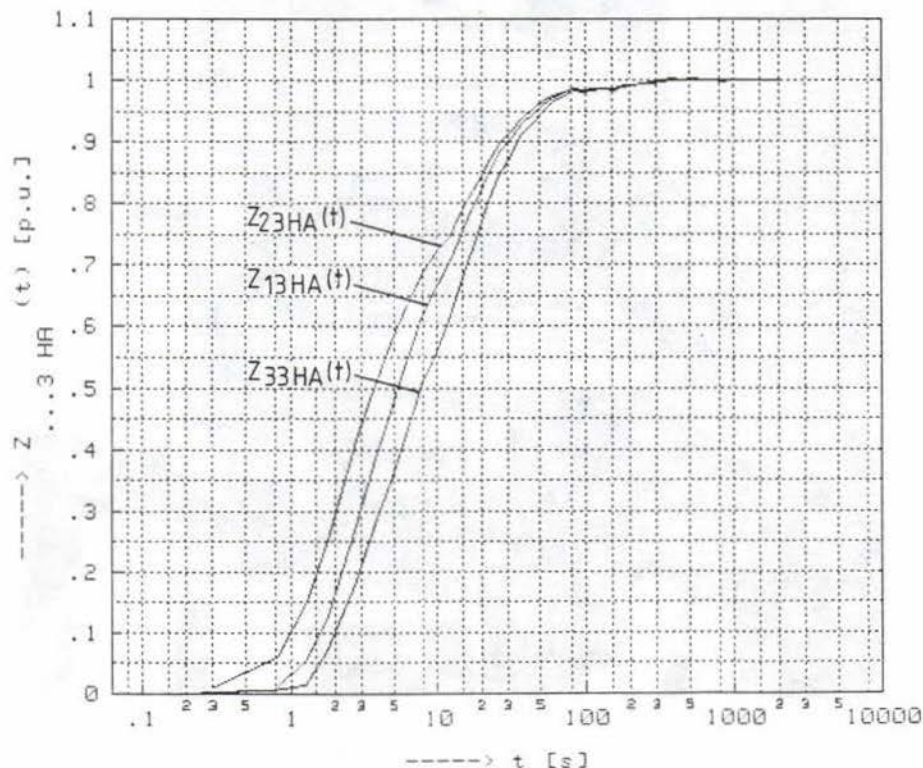
Graphische Darstellung der gemessenen dynamischen Parameter der Kühldose:

Bild 4-25: Beispiel für den gemessenen Verlauf der dynamischen Parameter der Kühldosen (Erregung des Kühlmittelzulaufes)

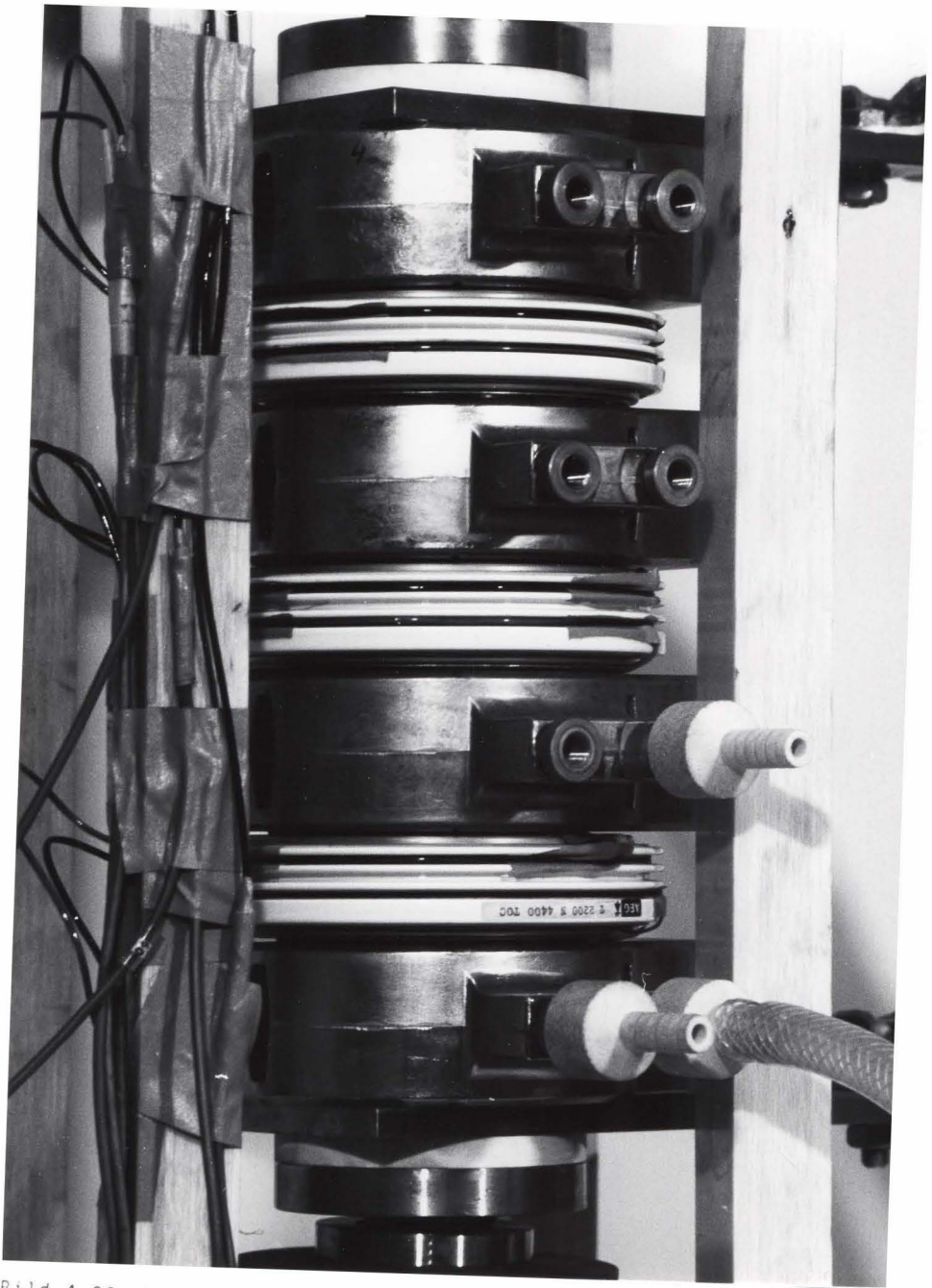


Bild 4-26: Meßaufbau zur Bestimmung des dynamischen thermischen Verhaltens einer Säule aus Thyristoren und Kühlrohren

menten und Kühldosen. Hier sei betont, daß die in Bild 3-23 gezeigte Meßanordnung zur Bestimmung des Übergangsverhaltens von Säulen gänzlich ungeeignet ist, da diese wesentlich größere thermische Zeitkonstanten aufzuweisen hat als die Säule selbst.

4.2.2.2 Konventionelle Auswertung

Die gemessenen Temperaturverläufe werden analog zu Gl. (32-12) mit

$$Z_{thGA}^*(t) = \frac{1}{P_J} (T_{G(A)}(t) + T_{G(K)}(t)) - T_A \quad (42-6)$$

ausgewertet. Dieser so ermittelte Verlauf wird als transienter thermischer Widerstand des Kühlelementes bezeichnet.

4.2.2.3 Bezogene Gehäusetemperaturen

Zur weiteren Verarbeitung der Daten ist es zweckmäßig, die gemessenen Temperaturverläufe auf die Kühlmittelzulauf-temperatur und den Verlustleistungssprung je Bauelement mit der Gleichung

$$\vartheta_{GA(X)}^*(t) = \frac{T_{G(X)}(t) - T_A}{P_J} \quad (42-7)$$

zu beziehen. Die Bilder 4-27 und 4-28 zeigen ein ausgewähltes Beispiel mit numerischer und graphischer Darstellung der gemessenen Verläufe.

4.2.3 Auswertung der Messungen

Die gemessenen Verläufe $Z_{th}(t)$ des transienten Verhaltens der Kühldosen werden durch eine Ausgleichsfunktion mit dem Ansatz

$$\varphi(t) = \sum_{i=1}^m R_i \cdot (1 - e^{-t/\tau_i}) \quad (42-8)$$

angenähert. Dieses unter dem Namen Exponentialsummenzerlegung bekannte Verfahren wird in der Literatur oftmals behandelt [35. 44 - 46].

Berechnung des Temperaturverlaufes in der Sperrschicht
von Halbleiterbauelementen in Scheibenzellenbauweise

Berechnung mit dem Duhamel'schen Integralsatz bei Vorgabe der Temperaturverläufe
an der Anode und der Kathode

ZD1th0 - Kassetten 43/44 - Variante 03 - 30. Juli 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken) [02. August 1983]
Kühlung: Säule aus Thyristoren T 2200 N 4200 und Kühldose REG 029.076 404
Kühlmittel: Wasser mit einem Volumenstrom von 150.0 l/h
Messung: Versuch Nr. 02 vom 19. Juli 1984

filename: S2_02 (Kühldose) T2200 (Bauelement)

Meßstelle: Anlageflächen des Thyristors (case)
Aufbau: Modell "junction-case" [J-C]

Volumendurchsatz des Kühlmittels V_punkt = 150.0 l/h
mittlerer Verlustleistungssprung Q_punkt = 1911.3 W
mittlere Kühlmittelzuflußtemperatur ϑ_{-A} = 19.4 °C

Temperaturverlauf an den Meßstellen:

Anodenseite:

Kathodenseite:

I	t	$\vartheta_{-C(A)}$	ϑ_A	$\vartheta_{-C(A)X}$	I	t	$\vartheta_{-C(K)}$	ϑ_A	$\vartheta_{-C(K)X}$
	[s]	[°C]	[°C]	[mK/W]		[s]	[°C]	[°C]	[mK/W]
1	0.2	18.8	18.8	0.41	1	0.8	19.3	18.8	0.71
2	2.6	23.9	17.9	3.16	2	3.2	23.9	17.9	3.14
3	4.8	27.0	18.0	4.71	3	5.4	26.5	18.0	4.43
4	7.0	29.2	17.9	5.90	4	7.6	28.3	17.9	5.45
5	9.2	30.8	17.9	6.77	5	9.8	29.7	17.9	6.16
6	11.4	32.3	18.0	7.51	6	12.0	30.8	18.0	6.71
7	13.7	33.3	17.9	8.06	7	14.3	31.6	17.9	7.18
8	15.9	34.3	17.9	8.60	8	16.5	32.4	17.9	7.61
9	18.1	35.0	17.9	8.97	9	18.7	33.0	17.9	7.93
10	20.3	35.8	18.0	9.29	10	20.9	33.7	18.0	8.20
11	22.6	36.3	18.0	9.57	11	23.2	34.1	18.0	8.44
12	24.8	36.5	17.9	9.75	12	25.4	34.2	17.9	8.55
13	30.1	37.3	17.8	10.21	13	30.7	34.8	17.8	8.91
14	40.1	38.2	17.9	10.52	14	40.7	35.7	17.9	9.30
15	50.0	38.6	17.8	10.99	15	50.6	36.0	17.8	9.53
16	60.1	38.9	17.8	11.03	16	60.7	36.2	17.8	9.61
17	70.0	39.0	17.7	11.12	17	70.6	36.3	17.7	9.73
18	80.0	39.0	17.7	11.17	18	80.6	36.4	17.7	9.77
19	90.0	38.9	17.5	11.21	19	90.6	36.2	17.5	9.81
20	100.0	39.1	17.7	11.21	20	100.6	36.4	17.7	9.81
21	120.0	39.2	17.7	11.26	21	120.6	36.6	17.7	9.89
22	140.0	39.6	18.0	11.30	22	140.6	37.0	18.0	9.93
23	160.0	39.9	18.1	11.40	23	160.6	37.1	18.1	9.97
24	180.0	40.2	18.6	11.30	24	180.6	37.6	18.6	9.93
25	200.0	40.6	19.0	11.30	25	200.6	38.0	19.0	9.93
26	220.0	40.9	19.2	11.35	26	220.6	38.2	19.2	9.93
27	240.0	41.2	19.6	11.30	27	240.6	38.4	19.6	9.85
28	260.1	41.3	19.8	11.26	28	260.7	38.7	19.8	9.89
29	280.1	41.5	20.2	11.17	29	280.7	38.9	20.2	9.77
30	300.1	41.6	20.3	11.17	30	300.7	39.0	20.3	9.81
31	400.1	42.4	21.0	11.21	31	400.7	39.7	21.0	9.77
32	500.0	42.8	21.5	11.17	32	500.6	40.2	21.5	9.77
33	600.1	43.3	22.0	11.12	33	600.7	40.6	22.0	9.73
34	700.1	43.4	22.1	11.12	34	700.7	40.8	22.1	9.77
35	800.1	43.5	22.2	11.12	35	800.7	40.9	22.2	9.77

Bild 4-27: Numerische Darstellung von gemessenen Temperaturverläufen am
Thyristorgehäuse bei einer Messung in der Säule nach Bild 4-26

Berechnung des Temperaturverlaufes in der Sperrschicht
von Halbleiterbauelementen in Scheibenzellenbauweise

Berechnung mit dem Duhamel'schen Integralsatz bei Vorgabe der Temperaturverläufe
an der Anode und der Kathode

ZD1th0 - Kassetten 43/44 - Variante 03 - 30. Juli 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken) [02. August 1983]

Kühlung: Säule aus Thyristoren T 2200 N 4200 und Kühldose REG 029.076 404

Kühlmittel: Wasser mit einem Volumenstrom von 150.0 l/h

Messung: Versuch Nr. 02 vom 19. Juli 1984

filename: S2_02 (Kühldose)

T2200 (Bauelement)

I	t [s]	$\vartheta_{-C(A)}$ [°C]	ϑ_A [°C]	$\vartheta_{-C(A)}^*$ [mK/W]	I	t [s]	$\vartheta_{-C(K)}$ [°C]	ϑ_A [°C]	$\vartheta_{-C(K)}^*$ [mK/W]
36	900.0	43.6	22.3	11.17	36	900.6	41.0	22.3	9.77
37	1000.1	43.6	22.3	11.17	37	1000.7	41.0	22.3	9.81
38	1200.0	43.6	22.3	11.17	38	1200.6	41.0	22.3	9.81
39	1400.0	43.7	22.4	11.12	39	1400.6	41.1	22.4	9.81
40	1600.0	43.8	22.5	11.17	40	1600.6	41.2	22.5	9.81
41	1800.0	43.8	22.5	11.17	41	1800.6	41.2	22.5	9.77
42	2000.1	43.7	22.5	11.08	42	2000.7	41.2	22.5	9.77
43	2200.0	43.6	22.3	11.17	43	2200.6	41.0	22.3	9.81

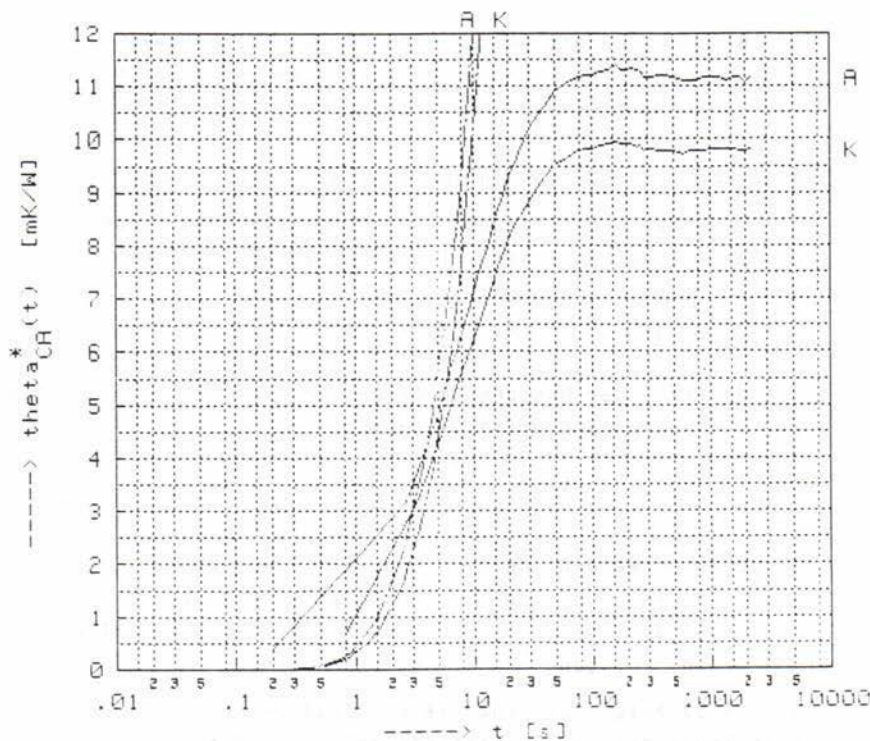


Bild 4-28: Numerische und graphische Darstellung von gemessenen Temperaturverläufen am Thyristorgehäuse und berechnete Hochtemperaturschichten bei einer Messung in der Säule nach Bild 4-26

4.2.3.1 Auswertung des Übergangsverhaltens

Für den Fall des gemessenen Übergangsverhaltens nach Abschnitt 4.2.1 hat es sich als sinnvoll erwiesen, gleiche Pole für alle Z-Parameter der Kühldose anzunehmen, das heißt, alle auftretenden Parameter werden in gleiche Zeitkonstanten zerlegt. Als Optimierungskriterium hat sich auch hier das Gauß'sche Prinzip der kleinsten Quadrate

$$F = \sum_{\nu=1}^p K^{\nu} \left\{ \sum_{i=1}^n \left[Z^{\nu}(t_i^{\nu}) - \varphi^{\nu}(t_i^{\nu}) \right]^2 \right\} = \min \quad (42-9)$$

mit p, der Anzahl der Parameter (hier je nach Anwendungsfall 4, 6 oder 9) und K^{ν} , einem Faktor, der eine unterschiedliche Bewertung der einzelnen Parameter, je nach Größe und Anzahl der Stützstellen, zum Ausdruck bringt, bewährt.

Die Bilder 4-29 bis 4-32 zeigen die aus Gl. (42-9) errechneten Ausgleichsfunktionen und ihre numerische Darstellung einschließlich einer Fehlerbewertung.

4.2.3.2 Auswertung der Messungen im Originalaufbau

Zur Auswertung der Messungen im Originalaufbau genügt eine eindimensionale Exponentialsummenzerlegung mit dem Kriterium

$$F = \sum_{i=1}^n \left[Z(t_i) - \varphi(t_i) \right]^2 = \min. \quad (42-10)$$

Für den Fall der Messung am Gehäuse des Halbleiterbauelementes muß zusätzlich noch die Nebenbedingung

$$\varphi'(t=0) = \frac{d\varphi(t=0)}{dt} = \sum_{i=1}^m \frac{R_i}{\tau_i} = 0 \quad (42-11)$$

eingehalten werden, da eine endliche Temperaturanstiegsgeschwindigkeit bei der Zeit Null und dem Ersatzschaltbild nach Bild 4-9 einen scheinbaren, physikalisch natürlich unmöglichen, Leistungssprung bewirken würde.

Bild 4-33 zeigt das Ergebnis der Zeitkonstantenzerlegung bei Einhaltung der Bedingungen (42-10) und (42-11).

4.2.3.3 Transformation in den Bildbereich der Laplace-Transformation

Die ermittelten Ausgleichsfunktionen können abschließend durch die Laplace-Transformation mit der Gleichung

$$Z^{\nu}(p) = \sum_{i=1}^m \frac{\tau_i \cdot R_i^{\nu}}{p\tau_i + 1} \quad (42-12)$$

in den Bildbereich überführt werden [58].

Berechnung des Temperaturverlaufes in der Sperrschicht von in Doppelsäulen angeordneten zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen

DSäu_0 - Kassetten 67/68 - Variante 02 - 15. September 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken) [02. August 1983]
 Kühlung: 100-mm-Kühldose REG 029.076 404 Nr. 2 Messung 13.08.85/04.10.85
 Kühlmittel: Wasser mit einem Volumenstrom von 150.0 l/h
 Aufbau: Doppelsäule mit gleichsinniger thermischer Reihenschaltung
 Kühlmittel-Richtung in Säule 1 von der Kathoden- zur Anodenseite
 Kühlmittel-Richtung in Säule 2 von der Anoden- zur Kathodenseite

File-Namen: I1115 (Kühldose) T2200 (Halbleiterbauelement)

Meßstelle: Anlageflächen des Kühlelementes (heatsink)
 Aufbau: Säule 1: Kathode <==> Seite 1 | Anode <==> Seite 2
 Säule 2: Anode <==> Seite 1 | Kathode <==> Seite 2
 Säule 1: Kühlmittelrichtung von Seite 1 zu Seite 2
 Säule 2: Kühlmittelrichtung von Seite 1 zu Seite 2

Volumenstrom des Kühlmittels	V_punkt	=	150.0 l/h
Verlustleistungssprung	P_J	=	1513.3 W
mittlere Kühlmittelzuflußtemperatur	θ_A	=	18.1 °C

Graphische Darstellung der gemessenen dynamischen Parameter
 der Kühldose und ihrer Approximation:

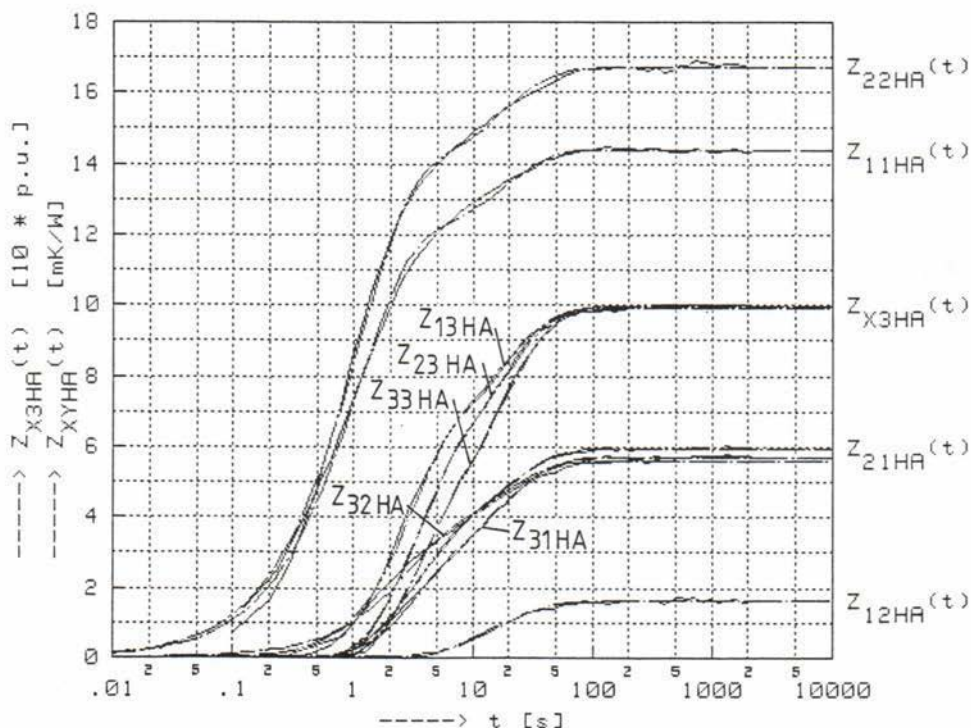


Bild 4-29: Dynamische Parameter der Kühllosen nach den Bildern 4-23 bis 4-25 zur Berechnung des Verhaltens der unendlich langen, symmetrischen Doppelsäule mit der neundimensionalen Ausgleichsfunktion

Berechnung des Temperaturverlaufes in der Sperrschicht von in Doppelsäulen
angeordneten zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen

DSäu_0 - Kassetten 67/68 - Variante 02 - 15. September 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken) [02. August 1983]
 Kühlung: 100-mm-Kühl-dose REG 029.076 404 Nr. 2 Messung 13.08.85/04.10.85
 Kühlmittel: Wasser mit einem Volumenstrom von 150.0 l/h
 Aufbau: Doppelsäule mit gleichsinniger thermischer Reihenschaltung
 Kühlmittel-Richtung in Säule 1 von der Kathoden- zur Anodenseite
 Kühlmittel-Richtung in Säule 2 von der Anoden- zur Kathodenseite

File-Namen: I1115 (Kühl-dose) T2200 (Halbleiterbauelement)

Numerische Approximation der dynamischen Parameter der Kühl-dose:

Berechnung: sukzessive Approximation mit minimalen quadratischem Fehler

R_11_HA (01)	=	19.630 mK/W	τ_{11_HA} (01)	=	1216.531 ms
R_11_HA (02)	=	-8286.062 μ K/W	τ_{11_HA} (02)	=	1583.679 ms
R_11_HA (03)	=	3056.700 μ K/W	τ_{11_HA} (03)	=	17.097 s
R_11_HA_summe	=	14.401 mK/W			

Zahl der Stützstellen	n	=	57
quadratisches Mittel der Abweichungen		=	136.56 μ K/W
maximale Abweichung		=	- 303.75 μ K/W
maximale relative Abweichung		=	- 8.16 %

R_12_HA (01)	=	1061.305 μ K/W	τ_{12_HA} (01)	=	1216.531 ms
R_12_HA (02)	=	-1431.267 μ K/W	τ_{12_HA} (02)	=	1583.679 ms
R_12_HA (03)	=	1987.074 μ K/W	τ_{12_HA} (03)	=	17.097 s
R_12_HA_summe	=	1617.113 μ K/W			

Zahl der Stützstellen	n	=	60
quadratisches Mittel der Abweichungen		=	40.16 μ K/W
maximale Abweichung		=	+ 107.59 μ K/W
maximale relative Abweichung		=	- 77.76 %

R_13_HA (01)	=	-1744.197 10^{-3}	τ_{13_HA} (01)	=	1216.531 ms
R_13_HA (02)	=	2272.782 10^{-3}	τ_{13_HA} (02)	=	1583.679 ms
R_13_HA (03)	=	464.629 10^{-3}	τ_{13_HA} (03)	=	17.097 s
R_13_HA_summe	=	993.213 10^{-3}			

Zahl der Stützstellen	n	=	45
quadratisches Mittel der Abweichungen		=	9 381.26 10^{-6}
maximale Abweichung		=	- 31.23 10^{-3}
maximale relative Abweichung		=	+ 89.85 %

Bild 4-30: Berechnete neundimensionale Ausgleichsfunktion der dynamischen Parameter der Kühl-dose nach den Bildern 4-23 bis 4-25 zur Ermittlung des Verhaltens der unendlich langen, symmetrischen Doppelsäule

Berechnung des Temperaturverlaufes in der Sperrschicht von in Doppelsäulen
angeordneten zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen

DSäu_0 - Kassetten 67/68 - Variante 02 - 15. September 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken) [02. August 1983]
 Kühlung: 100-mm-Kühllose REG 029.076 404 Nr. 2 Messung 13.08.85/04.10.85
 Kühlmittel: Wasser mit einem Volumenstrom von 150.0 l/h
 Aufbau: Doppelsäule mit gleichsinniger thermischer Reihenschaltung
 Kühlmittel-Richtung in Säule 1 von der Kathoden- zur Anodenseite
 Kühlmittel-Richtung in Säule 2 von der Anoden- zur Kathodenseite

File-Namen: I1115 (Kühllose) T2200 (Halbleiterbauelement)

Numerische Approximation der dynamischen Parameter der Kühllose:

<u>Berechnung:</u>	sukzessive Approximation mit minimalen quadratischem Fehler	
R_21_HA (01) = -11.981 mK/W	τ_{21_HA} (01) = 1216.531 ms	
R_21_HA (02) = 14.518 mK/W	τ_{21_HA} (02) = 1583.679 ms	
R_21_HA (03) = 3414.997 μ K/W	τ_{21_HA} (03) = 17.097 s	
R_21_HA_summe = 5952.077 μ K/W		
Zahl der Stützstellen	n	= 57
quadratisches Mittel der Abweichungen		= 48.86 μ K/W
maximale Abweichung		= + 85.70 μ K/W
maximale relative Abweichung		= + 19.74 %
R_22_HA (01) = 21.661 mK/W	τ_{22_HA} (01) = 1216.531 ms	
R_22_HA (02) = -8443.351 μ K/W	τ_{22_HA} (02) = 1583.679 ms	
R_22_HA (03) = 3470.138 μ K/W	τ_{22_HA} (03) = 17.097 s	
R_22_HA_summe = 16.688 mK/W		
Zahl der Stützstellen	n	= 60
quadratisches Mittel der Abweichungen		= 183.51 μ K/W
maximale Abweichung		= + 671.28 μ K/W
maximale relative Abweichung		= + 69.36 %
R_23_HA (01) = -2076.766 10^{-3}	τ_{23_HA} (01) = 1216.531 ms	
R_23_HA (02) = 2484.531 10^{-3}	τ_{23_HA} (02) = 1583.679 ms	
R_23_HA (03) = 587.636 10^{-3}	τ_{23_HA} (03) = 17.097 s	
R_23_HA_summe = 995.402 10^{-3}		
Zahl der Stützstellen	n	= 45
quadratisches Mittel der Abweichungen		= 7 026.73 10^{-6}
maximale Abweichung		= - 18.49 10^{-3}
maximale relative Abweichung		= + 18.68 %

Bild 4-31: Berechnete neundimensionale Ausgleichsfunktion der dynamischen Parameter der Kühllose nach den Bildern 4-23 bis 4-25 zur Ermittlung des Verhaltens der unendlich langen, symmetrischen Doppelsäule

Berechnung des Temperaturverlaufes in der Sperrschicht von in Doppelsäulen
angeordneten zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen

DSäu_0 - Kassetten 67/68 - Variante 02 - 15. September 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken) [02. August 1983]
 Kühlung: 100-mm-Kühl-dose AEG 029.076 404 Nr. 2 Messung 13.08.85/04.10.85
 Kühlmittel: Wasser mit einem Volumenstrom von 150.0 l/h
 Aufbau: Doppelsäule mit gleichsinniger thermischer Reihenschaltung
 Kühlmittel-Richtung in Säule 1 von der Kathoden- zur Anodenseite
 Kühlmittel-Richtung in Säule 2 von der Anoden- zur Kathodenseite

File-Namen: I1115 (Kühl-dose) T2200 (Halbleiterbauelement)

Numerische Approximation der dynamischen Parameter der Kühl-dose:

Berechnung: sukzessive Approximation mit minimalen quadratischem Fehler

R_31_HA (01)	=	-9167.993 $\mu\text{K}/\text{W}$	τ_{31_HA} (01)	=	1216.531 ms
R_31_HA (02)	=	10.964 mK/W	τ_{31_HA} (02)	=	1583.679 ms
R_31_HA (03)	=	3902.854 $\mu\text{K}/\text{W}$	τ_{31_HA} (03)	=	17.097 s
R_31_HA_summe	=	5698.888 $\mu\text{K}/\text{W}$			

Zahl der Stützstellen	n	=	57
quadratisches Mittel der Abweichungen		=	53.30 $\mu\text{K}/\text{W}$
maximale Abweichung		=	+ 138.78 $\mu\text{K}/\text{W}$
maximale relative Abweichung		=	+ 70.02 %

R_32_HA (01)	=	-5442.341 $\mu\text{K}/\text{W}$	τ_{32_HA} (01)	=	1216.531 ms
R_32_HA (02)	=	8395.809 $\mu\text{K}/\text{W}$	τ_{32_HA} (02)	=	1583.679 ms
R_32_HA (03)	=	2653.144 $\mu\text{K}/\text{W}$	τ_{32_HA} (03)	=	17.097 s
R_32_HA_summe	=	5606.612 $\mu\text{K}/\text{W}$			

Zahl der Stützstellen	n	=	60
quadratisches Mittel der Abweichungen		=	146.06 $\mu\text{K}/\text{W}$
maximale Abweichung		=	+ 360.20 $\mu\text{K}/\text{W}$
maximale relative Abweichung		=	+ 456.51 %

R_33_HA (01)	=	-1520.081 10^{-3}	τ_{33_HA} (01)	=	1216.531 ms
R_33_HA (02)	=	1743.044 10^{-3}	τ_{33_HA} (02)	=	1583.679 ms
R_33_HA (03)	=	772.042 10^{-3}	τ_{33_HA} (03)	=	17.097 s
R_33_HA_summe	=	995.006 10^{-3}			

Zahl der Stützstellen	n	=	45
quadratisches Mittel der Abweichungen		=	7 996.90 10^{-6}
maximale Abweichung		=	- 20.35 10^{-3}
maximale relative Abweichung		=	+ 119.78 %

Bild 4-32: Berechnete neundimensionale Ausgleichsfunktion der dynamischen Parameter der Kühl-dose nach den Bildern 4-23 bis 4-25 zur Ermittlung des Verhaltens der unendlich langen, symmetrischen Doppelsäule

Berechnung des Temperaturverlaufes in der Sperrschicht
von Halbleiterbauelementen in Scheibenzellenbauweise

Berechnung mit dem Duhamel'schen Integralsatz bei Vorgabe der Temperaturverläufe
an der Anode und der Kathode

ZDIth0 - Kassetten 43/44 - Variante 03 - 30. Juli 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3500 ... 4400 (REG-Telefunken) [02. August 1983]

Kühlung: Säule aus Thyristoren T 2200 N 4400 und Kühllosen REG 029.076 404

Kühlmittel: Wasser mit einem Volumenstrom von 150.0 l/h

Messung: Versuch Nr. 02 vom 19. Juli 1984

filename: S2_02 (Kühldose) T2200 (Bauelement)

Approximation des Temperaturverlaufes auf der Anodenseite:

R- τ -Wertepärchen in Partialbruchschialtung:

R_CA(A) (01)	= -1 906.601 $\mu\text{K/W}$	$\tau_{CA(A)}$ (01)	= 840.024 ms
R_CA(A) (02)	= 6 063.877 $\mu\text{K/W}$	$\tau_{CA(A)}$ (02)	= 3 312.584 ms
R_CA(A) (03)	= 7 143.919 $\mu\text{K/W}$	$\tau_{CA(A)}$ (03)	= 16.255 s
R_CA(A) (04)	= - 161.065 $\mu\text{K/W}$	$\tau_{CA(A)}$ (04)	= 464.885 s
Summe: R_CA(A)	= 11.140 mK/W		

Bewertung der Approximationsgenauigkeit:

Art der Berechnung:	quadratische Approximation
Zahl der Stützstellen	n = 68
quadratisches Mittel der Abweichungen	= 47.336 $\mu\text{K/W}$
maximale Abweichung	= -149.479 $\mu\text{K/W}$
maximale relative Abweichung	= -3.171 %

Approximation des Temperaturverlaufes auf der Kathodenseite:

R- τ -Wertepärchen in Partialbruchschialtung:

R_CA(K) (01)	= -3 437.149 $\mu\text{K/W}$	$\tau_{CA(K)}$ (01)	= 1 328.905 ms
R_CA(K) (02)	= 7 803.134 $\mu\text{K/W}$	$\tau_{CA(K)}$ (02)	= 3 420.597 ms
R_CA(K) (03)	= 5 554.619 $\mu\text{K/W}$	$\tau_{CA(K)}$ (03)	= 18.170 s
R_CA(K) (04)	= - 127.281 $\mu\text{K/W}$	$\tau_{CA(K)}$ (04)	= 274.119 s
Summe: R_CA(K)	= 9 793.322 $\mu\text{K/W}$		

Bewertung der Approximationsgenauigkeit:

Art der Berechnung:	sukzessive Approximation
Zahl der Stützstellen	n = 80
quadratisches Mittel der Abweichungen	= 48.547 $\mu\text{K/W}$
maximale Abweichung	= -192.416 $\mu\text{K/W}$
maximale relative Abweichung	= 49.320 %

Bild 4-33: Berechnete Ausgleichsfunktionen für die Gehäusetemperaturverläufe
aus den Bildern 4-27 und 4-28, berechnet durch Anwendung der
Gln. (42-8) und (42-10) bei Einhaltung der Nebenbedingung (42-11)

4.3 Verhalten der Halbleiterbauelemente und der Kühlelemente im Säulenverband

Auf der Grundlage der Ergebnisse der Abschnitte 4.1 und 4.2 sollen hier ähnlich wie in Abschnitt 3.3 das Zusammenwirken der Halbleiterbauelemente und der Kühlelemente im Säulenverband untersucht werden. Eine vollständige theoretische Vorausberechnung wird hier nur für die einfache, unendlich lange, symmetrische Säule und für die unendlich lange, symmetrische Doppelsäule mit gleichsinniger thermischer Reihenschaltung durchgeführt. Die Ergebnisse von Abschnitt 3.3.2 haben gezeigt, daß der sich durch die endliche Länge der Säulen ergebende Dimensionierungsgewinn nur sehr klein ist. Die Betrachtungen über die thermische Reihenschaltung zweier Säulen wurden deshalb auf die gleichsinnige thermische Reihenschaltung beschränkt, da Anwendungen der gegensinnigen Gestaltung des Kühlkreislaufes bisher nicht bekannt geworden sind und der erhöhte konstruktive Aufwand solche auch nicht erwarten läßt.

4.3.1 Konventionelles Verfahren

Das konventionelle Verfahren zur Bestimmung des transienten Wärmewiderstandes besteht darin, eine Messung im Originalaufbau nach Abschnitt 4.2.2.1 vorzunehmen und den daraus nach Abschnitt 4.2.2.2 errechneten transienten Wärmewiderstand des Kühlelementes $Z_{thGA}^*(t)$ mit dem transienten thermischen Widerstand des Halbleiterbauelementes nach Gl. (41-73) zu addieren:

$$Z_{thJA}^*(t) = Z_{thJG}^*(t) + Z_{thGA}^*(t). \quad (43-1)$$

Diese Gleichung liefert richtige Werte, wenn die beiden Einzeltermine unter gleichen Bedingungen, d. h., wenn sie z.B. zusammen gemessen wurden. Ist dies nicht der Fall, dann sind die auftretenden Differenzen umso größer, je mehr die Meßverhältnisse differiert haben. Wird in Gl. (43-1), anstelle des Verlaufes $Z_{thJG}^*(t)$, der ideale transiente Wärmewiderstand $Z_{thJG}(t)$ nach Gl. (41-76) eingesetzt, so sind die so ermittelten Werte für $Z_{thJA}^*(t)$ in jedem Fall zu groß (siehe Abschnitt 4.3.5).

4.3.2 Verhalten der unendlich langen, symmetrischen Säule

Mit den Gln. (41-53), (41-62) bzw. (41-69) liegen Gleichungen vor, die das dynamische thermische Verhalten der Halbleiterbauelemente vollständig beschreiben, und mit Gl. (42-1) ist eine solche für das Kühlelement gegeben.

4.3.2.1 Lösung des Gleichungssystems

Sind $P_J(p)$ und $T_A(p)$ die unabhängigen Variablen des Systems, so können die unbekanntenen Größen $T_J(p)$, $T_1(p)$, $T_2(p)$, $P_1(p)$, $P_2(p)$ und $T_B(p)$ berechnet werden. Von den drei Gleichungen zur Beschreibung des Verhaltens des Halbleiterbauelementes ist die Verwendung der Gl. (41-53) zum Einsetzen am zweckmäßigsten, da die Y-Parameter am wenigsten "redundant" sind.

Für die Sperrschichttemperatur ergibt sich die Gleichung

$$T_J(p) = \frac{[(1-Y_{A22} \cdot Z_{11})(1-Y_{K22} \cdot Z_{22}) - Y_{A22} \cdot Y_{K22} \cdot Z_{12} \cdot Z_{21}] \cdot P_J(p) - \dots}{(Y_{A11} + Y_{K11}) [(1-Y_{A22} \cdot Z_{11})(1-Y_{K22} \cdot Z_{22}) - Y_{A22} \cdot Y_{K22} \cdot Z_{12} \cdot Z_{21}] + \dots}$$

$$\frac{\dots - \{ Y_{A12} [Z_{13}(1-Y_{K22} \cdot Z_{22}) + Y_{K22} \cdot Z_{12} \cdot Z_{23}] + \dots}{\dots + (Z_{11} \cdot Z_{22} - Z_{12} \cdot Z_{21}) \cdot (Y_{A12}^2 \cdot Y_{K22} + Y_{A22} \cdot Y_{K12}^2) - \dots}$$

$$\frac{\dots + Y_{K12} [Z_{23}(1-Y_{A22} \cdot Z_{11}) + Y_{K22} \cdot Z_{13} \cdot Z_{21}] \cdot T_A(p)}{\dots - Y_{A12} \cdot Y_{K12} \cdot (Z_{12} + Z_{21}) - Y_{A12}^2 \cdot Z_{11} - Y_{K12}^2 \cdot Z_{22}} \quad (43-2)$$

Bezeichnet man den Nenner von Gl. (43-2) mit N_{JA} , dann kann man für die Gehäusetemperaturen

$$\begin{aligned}
T_1(p) = & \frac{- [Z_{11} \cdot Y_{A12} \cdot (1 - Y_{K22} \cdot Z_{22}) + Z_{12} \cdot (Y_{K12} + Y_{A12} \cdot Y_{K22} \cdot Z_{21})] \cdot P_J(p) + \dots}{N_{JA}} \\
& \frac{\dots + \{ (Y_{A11} + Y_{K11}) \cdot [Z_{13} \cdot (1 - Y_{K22} \cdot Z_{22}) + Y_{K22} \cdot Z_{12} \cdot Z_{23}] + \dots}{\dots + Y_{A12} \cdot Y_{K12} \cdot (Z_{11} \cdot Z_{23} - Z_{13} \cdot Z_{21}) + Y_{K12}^2 \cdot (Z_{12} \cdot Z_{23} - Z_{13} \cdot Z_{22}) \} \cdot T_A(p)}{
\end{aligned}$$

(43-3)

$$\begin{aligned}
T_2(p) = & \frac{- [Z_{22} \cdot Y_{K12} \cdot (1 - Y_{A22} \cdot Z_{11}) + Z_{21} \cdot (Y_{A12} + Y_{A22} \cdot Y_{K12} \cdot Z_{12})] \cdot P_J(p) + \dots}{N_{JA}} \\
& \frac{\dots + \{ (Y_{A11} + Y_{K11}) [Z_{23} \cdot (1 - Y_{A22} \cdot Z_{11}) + Y_{A22} \cdot Z_{13} \cdot Z_{21}] + \dots}{\dots + Y_{A12} \cdot Y_{K12} \cdot (Z_{13} \cdot Z_{22} - Z_{12} \cdot Z_{23}) + Y_{A12}^2 \cdot (Z_{13} \cdot Z_{21} - Z_{11} \cdot Z_{23}) \} \cdot T_A(p)}{
\end{aligned}$$

(43-4)

und für die Leistungen

$$\begin{aligned}
P_1(p) = & \frac{- [Y_{A12} \cdot (1 - Y_{K22} \cdot Z_{22}) + Y_{A22} \cdot Y_{K12} \cdot Z_{12}] \cdot P_J(p) + \dots}{N_{JA}} \\
& \frac{\dots + \{ (Y_{A11} + Y_{K11}) \cdot Y_{A22} \cdot [Z_{13} \cdot (1 - Y_{K22} \cdot Z_{22}) + Y_{K22} \cdot Z_{12} \cdot Z_{23}] + \dots}{\dots + (Y_{A12}^2 \cdot Y_{K22} + Y_{K12}^2 \cdot Y_{A22}) \cdot (Z_{12} \cdot Z_{23} - Z_{13} \cdot Z_{22}) + \dots}{\dots + Y_{A12} \cdot (Y_{A12} \cdot Z_{13} + Y_{K12} \cdot Z_{23}) \} \cdot T_A(p)}{
\end{aligned}$$

(43-5)

$$\begin{aligned}
P_2(p) = & \frac{- [Y_{K12} \cdot (1 - Y_{A22} \cdot Z_{11}) + Y_{K22} \cdot Y_{A12} \cdot Z_{21}] \cdot P_J(p) + \dots}{N_{JA}} \\
& \frac{\dots + \{ (Y_{A11} + Y_{K11}) \cdot Y_{K22} \cdot [Z_{23} \cdot (1 - Y_{A22} \cdot Z_{11}) + Y_{A22} \cdot Z_{13} \cdot Z_{21}] + \dots}{\dots + (Y_{K12}^2 \cdot Y_{A22} + Y_{A12}^2 \cdot Y_{K22}) \cdot (Z_{13} \cdot Z_{21} - Z_{11} \cdot Z_{23}) + \dots}{\dots + Y_{K12} \cdot (Y_{A12} \cdot Z_{13} + Y_{K12} \cdot Z_{23}) \} \cdot T_A(p)}{
\end{aligned}$$

(43-6)

notieren. Für die Kühlmittelausflußtemperatur T_B gilt

$$\begin{aligned}
T_B(p) = & \frac{-\{ z_{31} \cdot [Y_{A12} \cdot (1 - Y_{K22} \cdot Z_{22}) + Y_{A22} \cdot Y_{K12} \cdot Z_{12}] + \dots}{N_{JA}} \\
& \dots + \frac{z_{32} \cdot [Y_{K12} \cdot (1 - Y_{A22} \cdot Z_{11}) + Y_{K22} \cdot Y_{A12} \cdot Z_{21}]}{\dots} \} P_J(p) + \dots \\
& \dots + \frac{\{ [(Y_{A11} + Y_{K11}) \cdot Y_{A22} \cdot Y_{K22} + (Y_{A12}^2 \cdot Y_{K22} + Y_{K12}^2 \cdot Y_{A22})] \cdot |Z| + \dots}{\dots} \\
& \dots + \frac{[(Y_{A11} + Y_{K11}) \cdot Y_{A22} + Y_{A12}^2] \cdot (Z_{13} \cdot Z_{31} - Z_{11} \cdot Z_{33}) + \dots}{\dots} \\
& \dots + \frac{[(Y_{A11} + Y_{K11}) \cdot Y_{K22} + Y_{K12}^2] \cdot (Z_{23} \cdot Z_{32} - Z_{22} \cdot Z_{33}) + \dots}{\dots} \\
& \dots + \frac{(Y_{A11} + Y_{K11}) \cdot Z_{33} + \dots}{\dots} \\
& \dots + \frac{Y_{A12} \cdot Y_{K12} \cdot (Z_{13} \cdot Z_{32} + Z_{23} \cdot Z_{31} - Z_{12} \cdot Z_{33} - Z_{21} \cdot Z_{33})}{\dots} \} \cdot T_A(p)
\end{aligned}
\tag{43-7}$$

mit

$$|Z| = \det \|Z\| , \tag{43-8}$$

der Determinante von Gl. (42-1). Mit $Z_{12}(p) = Z_{21}(p) = 0$ enthalten die Gleichungen auch die Beziehungen für die unabhängige Kühlung beider Seiten.

4.3.2.2 Implementation des Systemverhaltens

Zur Implementation auf dem Rechner müssen die einzelnen Polynome der Gln. (43-2) bis (43-7) getrennt herausgearbeitet werden, da die auftretenden Rundungsfehler eine direkte Arbeit mit den rationalen Funktionen in den oben genannten Gleichungen ausschließen.

Mit der in den Gln. (41-35) und (41-43) definierten Schreibweise erhält man durch Umwandlung der Gl. (43-2) den Ausdruck

$$T_J(p) = \frac{[(m_A \cdot N - y_{A22} \cdot z_{11})(m_K \cdot N - y_{K22} \cdot z_{22}) - y_{A22} \cdot y_{K22} \cdot z_{12} \cdot z_{21}] P_J(p) + \dots}{N_A \cdot [m_K \cdot N \cdot z_{11} - y_{K22} (z_{11} \cdot z_{22} - z_{12} \cdot z_{21})] + \dots}$$

$$\frac{\dots + [N \cdot (m_A \cdot z_{23} + m_K \cdot z_{13}) + y_{A22} \cdot (z_{13} \cdot z_{21} - z_{11} \cdot z_{23}) + \dots]}{\dots + N_K \cdot [m_A \cdot N \cdot z_{22} - y_{A22} \cdot (z_{11} \cdot z_{22} - z_{12} \cdot z_{21})] + \dots}$$

$$\frac{\dots + y_{K22} \cdot (z_{12} \cdot z_{23} - z_{13} \cdot z_{22}) \cdot T_A(p)}{\dots + N [y_{A11} \cdot (m_K \cdot N - y_{K22} \cdot z_{22}) + y_{K11} (m_A \cdot N - y_{A22} \cdot z_{11}) - z_{12} \cdot z_{21}]}$$

(43-9)

und entsprechende Gleichungen auch für die anderen Unbekannten.

Voraussetzung für diese Gleichungen ist das Vorhandensein gleicher Pole für alle Z-Parameter der Kühldose. Dies vorzuschreiben, hat sich zur Auswertung als zweckmäßig erwiesen und wird durch eine mehrdimensionale Zeitkonstantenzerlegung nach Abschnitt 4.2.3.1 erzwungen. Anderenfalls hat der Nenner der Gl. (43-9) zu viele Nullstellen. N ist das gemeinsame Nennerpolynom aller Z-Parameter der Kühldose.

4.3.2.3 Verhalten der einfachen Säule

Zur Berechnung des Verhaltens der einfachen Säule können die Gln. (43-2) bis (43-7) unmittelbar zur Anwendung kommen. Dazu wird mit $T_A(p) = 0$ gerechnet.

Die Bilder 4-34 bis 4-39 zeigen ein durchgerechnetes Beispiel mit dem Übergangsverhalten der Kühldose nach den Bildern 4-23 bis 4-25.

Berechnung des Temperaturverlaufes in der Sperrschicht von in Säulen angeordneten zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen

ZSäu_0 - Kassetten 35/36 - Variante 03 - 18. Juni 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken) [02. August 1983]
 Kühlung: 100-mm-Kühl-dose AEG 029.076 404 Nr. 2 Messung 13.08.85/04.10.85
 Kühlmittel: Wasser mit einem Volumenstrom von 150,0 l/h
 Aufbau: Kühlmittel-Richtung von der Anoden- zur Kathodenseite

File-Namen: I1115 (Kühl-dose) T2200 (Halbleiterbauelement)

Meßstelle: Anlageflächen des Kühlelementes (heatsink)
 Aufbau: Anode <==> Seite 1 | Kathode <==> Seite 2
 Kühlmittelrichtung von Seite 1 zu Seite 2

Volumenstrom des Kühlmittels	V_punkt	=	150,0 l/h
Verlustleistungssprung	P_J	=	1513,3 W
mittlere Kühlmittelzuflußtemperatur	θ_A	=	18,1 °C

Graphische Darstellung der gemessenen dynamischen Parameter der Kühl-dose und ihrer Approximation:

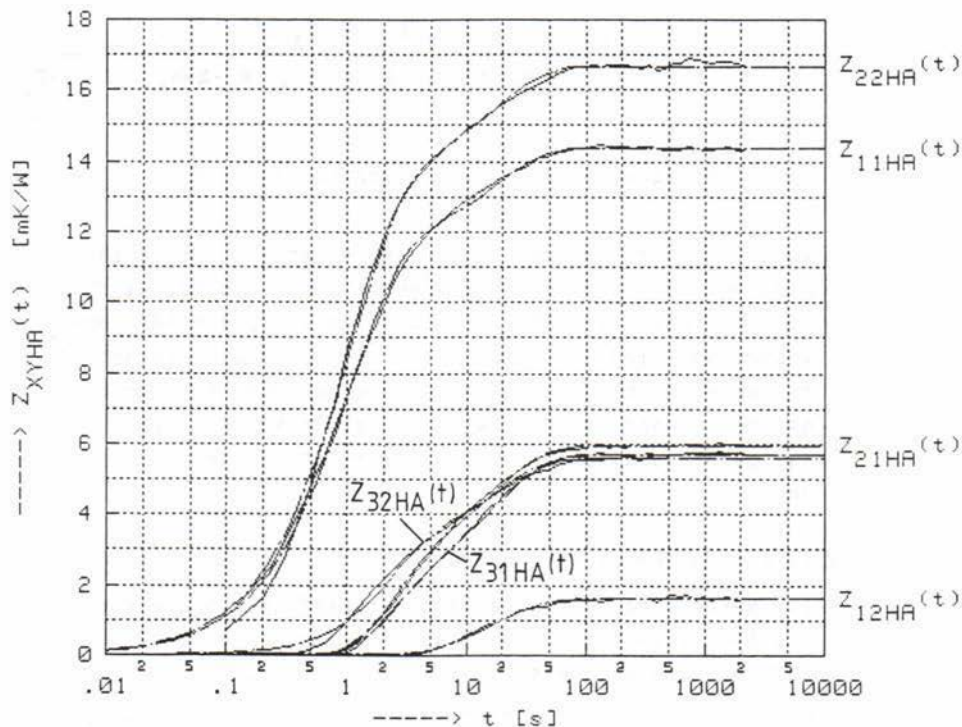


Bild 4-34: Ausgangsdaten (dynamische Parameter der Kühl-dosen nach den Bildern 4-23 und 4-24) zur Berechnung des Verhaltens der unendlich langen, symmetrischen Säule mit der sechsdimensionalen Ausgleichsfunktion

Berechnung des Temperaturverlaufes in der Sperrschicht von in Säulen
angeordneten zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen

ZSäu_0 - Kassetten 35/36 - Variante 03 - 10. Juni 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken) [02. August 1983]
 Kühlung: 100-mm-Kühlbose REG 029.076 404 Nr. 2 Messung 13.08.85/04.10.85
 Kühlmittel: Wasser mit einem Volumenstrom von 150.0 l/h
 Aufbau: Kühlmittel-Richtung von der Anoden- zur Kathodenseite

File-Namen: I1115 (Kühlbose) T2200 (Halbleiterbauelement)

Numerische Approximation der dynamischen Parameter der Kühlbose:

Berechnung: optimale Approximation mit minimalen quadratischem Fehler

R_11_HA (01)	=	11.757 mK/W	τ_{11_HA} (01)	=	1 014.908 ms
R_11_HA (02)	=	- 325.767 μ K/W	τ_{11_HA} (02)	=	1 267.806 ms
R_11_HA (03)	=	2 966.363 μ K/W	τ_{11_HA} (03)	=	17.211 s
R_11_HA_summe	=	14.398 mK/W			

Zahl der Stützstellen	n	=	57
quadratisches Mittel der Abweichungen		=	102.71 μ K/W
maximale Abweichung		=	+ 215.39 μ K/W
maximale relative Abweichung		=	- 5.69 %

R_12_HA (01)	=	1 516.572 μ K/W	τ_{12_HA} (01)	=	1 014.908 ms
R_12_HA (02)	=	-1 864.459 μ K/W	τ_{12_HA} (02)	=	1 267.806 ms
R_12_HA (03)	=	1 964.766 μ K/W	τ_{12_HA} (03)	=	17.211 s
R_12_HA_summe	=	1 616.879 μ K/W			

Zahl der Stützstellen	n	=	60
quadratisches Mittel der Abweichungen		=	38.80 μ K/W
maximale Abweichung		=	- 107.19 μ K/W
maximale relative Abweichung		=	- 65.08 %

R_21_HA (01)	=	- 15.287 mK/W	τ_{21_HA} (01)	=	1 014.908 ms
R_21_HA (02)	=	17.627 mK/W	τ_{21_HA} (02)	=	1 267.806 ms
R_21_HA (03)	=	3 625.996 μ K/W	τ_{21_HA} (03)	=	17.211 s
R_21_HA_summe	=	5 966.518 μ K/W			

Zahl der Stützstellen	n	=	57
quadratisches Mittel der Abweichungen		=	69.63 μ K/W
maximale Abweichung		=	- 166.40 μ K/W
maximale relative Abweichung		=	+ 9.48 %

Bild 4-35: Berechnete sechsdimensionale Ausgleichsfunktion der dynamischen Parameter der Kühlbose nach den Bildern 4-23 und 4-24 zur Ermittlung des Verhaltens der unendlich langen, symmetrischen Säule

Berechnung des Temperaturverlaufes in der Sperrschicht von in Säulen
angeordneten zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen

2Säu_0 - Kassetten 35/36 - Variante 03 - 18. Juni 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken) [02. August 1983]
 Kühlung: 100-mm-Kühl-dose REG 029.076 404 Nr. 2 Messung 13.08.85/04.10.85
 Kühlmittel: Wasser mit einem Volumenstrom von 150.0 l/h
 Aufbau: Kühlmittel-Richtung von der Anoden- zur Kathodenseite

File-Namen: I1115 (Kühl-dose) T2200 (Halbleiterbauelement)

Numerische Approximation der dynamischen Parameter der Kühl-dose:

Berechnung: optimale Approximation mit minimalen quadratischem Fehler

R_22_HA (01)	=	11.263 mK/W	τ_{22_HA} (01)	=	1 014.908 ms
R_22_HA (02)	=	2 114.420 μ K/W	τ_{22_HA} (02)	=	1 267.806 ms
R_22_HA (03)	=	3 301.751 μ K/W	τ_{22_HA} (03)	=	17.211 s
R_22_HA_summe	=	16.679 mK/W			

Zahl der Stützstellen	n	=	60
quadratisches Mittel der Abweichungen		=	191.27 μ K/W
maximale Abweichung		=	+ 710.05 μ K/W
maximale relative Abweichung		=	+ 72.63 %

R_31_HA (01)	=	- 11.698 mK/W	τ_{31_HA} (01)	=	1 014.908 ms
R_31_HA (02)	=	13.356 mK/W	τ_{31_HA} (02)	=	1 267.806 ms
R_31_HA (03)	=	4 051.209 μ K/W	τ_{31_HA} (03)	=	17.211 s
R_31_HA_summe	=	5 709.714 μ K/W			

Zahl der Stützstellen	n	=	57
quadratisches Mittel der Abweichungen		=	56.01 μ K/W
maximale Abweichung		=	- 121.16 μ K/W
maximale relative Abweichung		=	+ 63.47 %

R_32_HA (01)	=	-9 238.079 μ K/W	τ_{32_HA} (01)	=	1 014.908 ms
R_32_HA (02)	=	12.124 mK/W	τ_{32_HA} (02)	=	1 267.806 ms
R_32_HA (03)	=	2 725.785 μ K/W	τ_{32_HA} (03)	=	17.211 s
R_32_HA_summe	=	5 611.440 μ K/W			

Zahl der Stützstellen	n	=	60
quadratisches Mittel der Abweichungen		=	120.54 μ K/W
maximale Abweichung		=	+ 281.41 μ K/W
maximale relative Abweichung		=	+ 344.43 %

Bild 4-36: Berechnete sechsdimensionale Ausgleichsfunktion der dynamischen Parameter der Kühl-dose nach den Bildern 4-23 und 4-24 zur Ermittlung des Verhaltens der unendlich langen, symmetrischen Säule

Berlin, den 19. Oktober 1985

Berechnung des Temperaturverlaufes in der Sperrschicht von in Säulen
angeordneten zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen

ZSäu_0 - Kassetten 35/36 - Variante 03 - 18. Juni 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken) [02. August 1983]
Kühlung: 100-mm-Kühllose REG 029.076 404 Nr. 2 Messung 13.08.85/04.10.85
Kühlmittel: Wasser mit einem Volumenstrom von 150.0 l/h
Aufbau: Kühlmittel-Richtung von der Anoden- zur Kathodenseite

File-Namen: I1115 (Kühllose) T2200 (Halbleiterbauelement)

Ersatzschaltbild der unendlich langen Säule in Partialbruchschialtung:

I = 0	R_th_JA =	17.719	mK/W				
I = 1	R_th_JA =	- 127.679	μ K/W	$\tau =$	1 758.088	μ s	
I = 2	R_th_JA =	- 162.982	nK/W	$\tau =$	2 619.113	μ s	
I = 3	R_th_JA =	- 5 334.236	μ K/W	$\tau =$	5 654.263	μ s	
I = 4	R_th_JA =	- 330.898	μ K/W	$\tau =$	5 944.188	μ s	
I = 5	R_th_JA =	- 11.727	μ K/W	$\tau =$	6 676.784	μ s	
I = 6	R_th_JA =	- 24.683	μ K/W	$\tau =$	9 575.592	μ s	
I = 7	R_th_JA =	- 3 811.531	nK/W	$\tau =$	17.517	ms	
I = 8	R_th_JA =	- 28.996	μ K/W	$\tau =$	35.087	ms	
I = 9	R_th_JA =	- 31.504	μ K/W	$\tau =$	47.382	ms	
I = 10	R_th_JA =	- 25.270	μ K/W	$\tau =$	49.956	ms	
I = 11	R_th_JA =	- 34.692	μ K/W	$\tau =$	52.235	ms	
I = 12	R_th_JA =	- 430.148	μ K/W	$\tau =$	62.275	ms	
I = 13	R_th_JA =	- 338.099	μ K/W	$\tau =$	93.845	ms	
I = 14	R_th_JA =	- 1 860.608	nK/W	$\tau =$	135.900	ms	
I = 15	R_th_JA =	- 304.222	μ K/W	$\tau =$	202.336	ms	
I = 16	R_th_JA =	- 16.158	μ K/W	$\tau =$	299.050	ms	
I = 17	R_th_JA =	- 2 307.352	μ K/W	$\tau =$	558.726	ms	
I = 18	R_th_JA =	49.072	μ K/W	$\tau =$	1 255.934	ms	11.923 mHz 166.2 °
I = 19	R_th_JA =	- 164.279	μ K/W	$\tau =$	2 478.594	ms	
I = 20	R_th_JA =	- 6 309.181	μ K/W	$\tau =$	6 896.758	ms	
I = 21	R_th_JA =	5 519.178	nK/W	$\tau =$	16.985	s	
I = 22	R_th_JA =	- 7 184.916	μ K/W	$\tau =$	21.273	s	

Bild 4-37: Numerische Darstellung der Parameter des transienten Wärmewiderstandes, berechnet durch Auswertung des Übergangsverhaltens der Kühllosen (Bilder 4-23 und 4-24)

Berechnung des Temperaturverlaufes in der Sperrschicht von in Säulen
angeordneten zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen

ZSäu_0 - Kassetten 35/36 - Variante 03 - 18. Juni 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken) [02. August 1983]

Kühlung: 100-mm-Kühl-dose REG 029.076 404 Nr. 2 Messung 13.08.85/04.10.85

Kühlmittel: Wasser mit einem Volumenstrom von 150.0 l/h

Aufbau: Kühlmittel-Richtung von der Anoden- zur Kathodenseite

File-Namen: I1115 (Kühl-dose)

T2200 (Halbleiterbauelement)

Graphische Darstellung der thermischen Verhältnisse in dem System:

(mit Darstellung des formalen Anteiles des Halbleiterbauelementes)

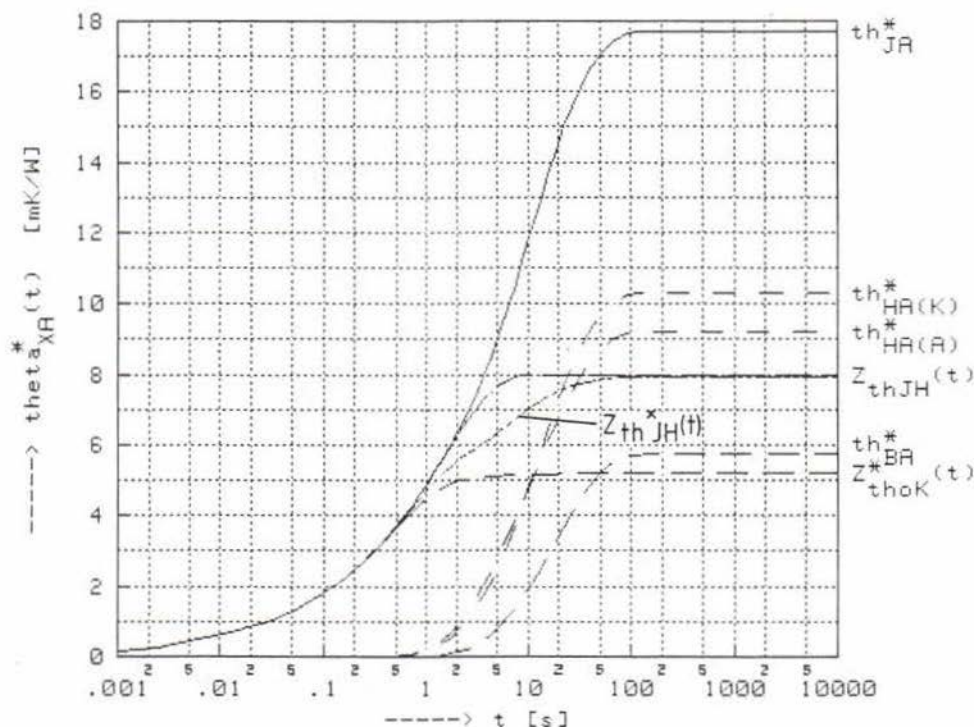


Bild 4-39: Graphische Darstellung der thermischen Verhältnisse in einer einfachen, unendlich langen, symmetrischen Säule, berechnet durch Auswertung des Übergangsverhaltens der Kühl-dosen (Bilder 4-23 und 4-24)

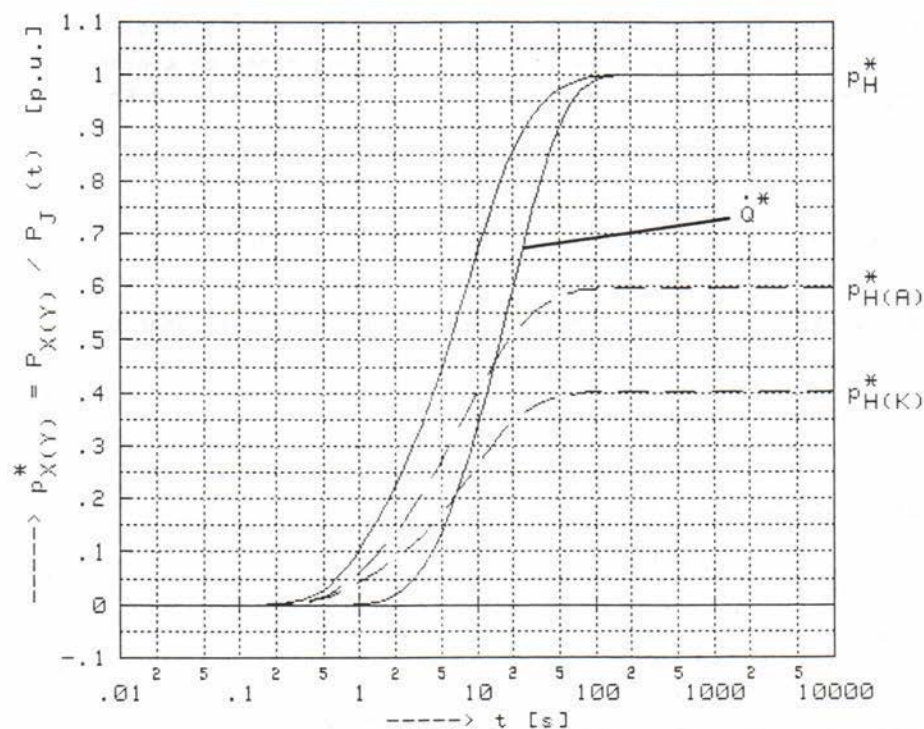
Berechnung des Temperaturverlaufes in der Sperrschicht von in Säulen
angeordneten zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen

ZSäu_0 - Kassetten 35/36 - Variante 03 - 18. Juni 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken) [02. August 1983]
 Kühlung: 100-mm-Kühl-dose REG 029.076 404 Nr. 2 Messung 13.08.85/04.10.85
 Kühlmittel: Wasser mit einem Volumenstrom von 150,0 l/h
 Aufbau: Kühlmittel-Richtung von der Anoden- zur Kathodenseite

File-Namen: I1115 (Kühl-dose) T2200 (Halbleiterbauelement)

Graphische Darstellung der bezogenen Leistungsverläufe:



gespeicherte Energie im Thyristor	0_{TH}^*	=	10.8 J/W
gespeicherte Energie in der Kühl-dose	0_{KD}^*	=	11.6 J/W
gespeicherte Energie je Thyristorplatz	0_{THP}^*	=	22.4 J/W

Bild 4-39: Graphische Darstellung der Verläufe der Leistungsflüsse über die Übergänge Bauelement-Kühlelement und in den Kühlmittelkreislauf in einer einfachen, unendlich langen, symmetrischen Säule, berechnet durch Auswertung des Übergangsverhaltens der Kühl-dosen (Bilder 4-23 und 4-24)

Die Matrix mit dem Übergangsverhalten der Kühl-dose wird im Programm so vertauscht, daß die Anodenseite Seite 1 entspricht. Das ist die Ursache der Vertauschungen in den Bildern 4-34 bis 4-36.

In Bild 4-37 ist das numerische Ergebnis des transienten thermischen Widerstandes in der prinzipiellen Form

$$Z_{th}(t) = R_0 + \sum_{i=1}^n R_i \cdot e^{-t/\tau_i} + \sum_{j=1}^m R_j \cdot e^{-t/\tau_j} \cdot \cos(\omega_j t + \varphi_j) \quad (43-10)$$

dargestellt. Diese Form mit dem Auftreten von gedämpften Schwingungen mag zunächst erstaunen. Die Ursache ist in den Ausgleichsfunktionen des Kühl-dosenverhaltens zu suchen, die oft auf negative Teilwiderstände führt, die diese Schwingungen anregen können. Die Schwingungen sind aber stark gedämpft und haben so kleine Amplituden, daß sie im Ergebnis nicht als Schwingungen in Erscheinung treten.

In Bild 4-37 treten konjugiert komplexe Nullstellen des Nenners und damit auch solche Schwingungen auf. Die Bilder 4-38 und 4-39 zeigen die graphische Darstellung der Systemverhältnisse.

Sämtliche Temperaturen werden analog zu Gl. (42-7) bezogen dargestellt

$$\vartheta_{XA(Y)}^*(t) = \frac{T_{X(Y)}(t) - T_A}{P_J} \quad (43-11)$$

Ähnlich werden die Leistungen in Bild 4-39 auf den Verlustleistungssprung in der Sperrschicht mit

$$P_{X(Y)}^*(t) = \frac{P_{X(Y)}(t)}{P_J} \quad (43-12)$$

bzw.

$$\dot{Q}^*(t) = \frac{T_B(t) - T_A}{R_W \cdot P_J} \quad (43-13)$$

bezogen. Zusätzlich zu den Temperaturverläufen zeigt Bild 4-38 den formalen Anteil des Halbleiterbauelementes zum transienten Wärmewiderstand $Z_{thJH}^*(t)$ nach Gl. (41-73). Diesen Verlauf des transienten Wärmewiderstandes des Thyristors würde man auch bei einer Messung mit Kühlverhältnissen, wie sie in der Säule vorliegen, erhalten.

4.3.2.4 Verhalten der Doppelsäule mit gleichsinniger thermischer Reihenschaltung

Bild 3-46 zeigt den hier vorliegenden Aufbau. Die am Kühlmittelzufluß liegende erste Säule zeigt dasselbe Verhalten wie die einfache Säule nach Abschnitt 4.3.1.4, da eine Rückwirkung nicht auftritt. Die zweite Säule wird mit ansteigender Kühlmittelzuflußtemperatur betrieben. Bezeichnet man diese Temperatur mit T_B und die Ausflußtemperatur der zweiten Säule mit T_D , dann kann man z. B. für $T_J(p)$ der zweiten Säule symbolisch

$$\begin{aligned} T_J(p) &= \frac{z_{JP}}{N_{JA}} \cdot P_J(p) + \frac{z_{JA}}{N_{JA}} \cdot \frac{z_{BA}}{N_{JA}} \cdot P_J(p) + T_A \\ &= \frac{z_{JP} \cdot N_{JA} + z_{JA} \cdot z_{BA}}{N_{JA}^2} \cdot P_J(p) + T_A \end{aligned} \quad (43-14)$$

aufschreiben. Hier liegt also ein Nenner mit durchweg doppelten Nullstellen vor. Damit hat das Ergebnis nicht mehr die Struktur von Gl. (43-10), sondern prinzipiell gilt hier

$$\begin{aligned} T_J(t) &= T_0 + \sum_{i=1}^n (T_i + T_i^* \cdot t) e^{-t/\tau_i} + \\ &+ \sum_{j=1}^m (T_j + T_j^* \cdot t) e^{-t/\tau_j} \cdot \cos(\omega_j t + \varphi_j). \end{aligned} \quad (43-15)$$

Die Auswertung solch langer Polynome (immerhin von Grad 40 bis über 50) bereitet aber große Schwierigkeiten. Zur Vereinfachung kann man, und das wurde hier ausgeführt, den Verlauf von $T_B(t)$ mit Hilfe der Gln. (42-8) und (42-10) durch eine wesentlich vereinfachte Approximationsfunktion mit im allgemeinen nur zwei Zeitkonstanten ersetzen. Mit

$$T_B^*(p) = \frac{z_{BA}(p)}{N_{BA}(p)} \cdot P_J(p) + T_A \quad (43-16)$$

erhält man dann für $T_J(p)$

$$T_J(p) = \frac{z_{JP} \cdot N_{BA} + z_{JA} \cdot z_{BA}}{N_{JA} \cdot N_{BA}} \cdot P_J(p) + T_A. \quad (43-17)$$

Analoge Gleichungen lassen sich für die anderen Temperaturen und die Leistungen aufstellen.

Die Bilder 4-40 bis 4-42 zeigen ein erstelltes Rechenbeispiel auf der Basis der in den Bildern 4-23 bis 4-25 und 4-29 bis 4-32 wiedergegebenen Kühldosenparameter.

Der formale Anteil des Halbleiterbauelementes am transienten Wärmewiderstand liegt bei der zweiten Säule unter dem der ersten Säule. Hier liegen der Erwärmung der Sperrschicht drei Ursachen zugrunde:

1. die Eigenerwärmung, ausgedrückt durch den idealen transienten Wärmewiderstand des Halbleiterbauelementes,
2. die Gehäusetemperatursteigerung durch die an die Kühldose abgegebene Leistung und
3. die Steigerung der Kühlmittelzuflußtemperatur durch die Erwärmung in der ersten Säule.

Die dritte Ursache läßt den formalen Anteil des Halbleiterbauelementes am transienten Wärmewiderstand, wie in Abschnitt 4.3.5 dargestellt, weiter sinken.

Nun könnte man dieser Rechnung entgegenhalten, daß hier gar nicht der kritischste Fall nachgerechnet wurde. Dieser liegt vor, wenn in Säule 1 ein Thyristor mit minimalem thermischen Widerstand und in Säule 2 ein solcher mit maximalem thermischem Widerstand installiert ist. Bild 4-43 zeigt, daß der Einfluß des Wärmewiderstandes des Thyristors auf den Verlauf der Kühlmittelausflußtemperatur vernachlässigbar ist. Der stationäre Endwert ist nur vom Massenstrom \dot{M} des Kühlmittels abhängig und wird sowieso nicht beeinflusst.

Für den Thyristor in Säule 1 wurde ein thermischer Widerstand von $R_{thJC} = 6,4 \text{ mK/W}$ (anodenseitig: $12,218 \text{ mK/W}$, kathodenseitig: $13,440 \text{ mK/W}$) angenommen und mit unveränderten thermischen Kapazitäten und Materialwiderständen, aber verringerten Kontaktwiderständen, gerechnet. Der Einfluß der Streuungen des Verhal-

Berlin, den 22. Oktober 1985

Berechnung des Temperaturverlaufes in der Sperrschicht von in Doppelsäulen angeordneten zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen

DSäu_0 - Kassetten 67/68 - Variante 02 - 15. September 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3500 ... 4400 (AEG-Telefunken) [02. August 1983]
Kühlung: 100-mm-Kühlbox AEG 029.076 404 Nr. 2 Messung 10.08.85/04.10.85
Kühlmittel: Wasser mit einem Volumenstrom von 150,0 l/h
Aufbau: Doppelsäule mit gleichsinniger thermischer Reihenschaltung
Kühlmittel-Richtung in Säule 1 von der Kathoden- zur Anodenseite
Kühlmittel-Richtung in Säule 2 von der Anoden- zur Kathodenseite

File-Namen: I1115 (Kühlbox) T2200 (Halbleiterbauelement)

Thermisches Ersatzschaltbild der zweiten Säule in Partialbruchscharlung:

I = 0	R_th_JA2 =	23.467 mK/W			
I = 1	R_th_JA2 =	- 127.679 μ K/W	$\tau =$	1 758.088 μ s	
I = 2	R_th_JA2 =	-1 162.982 nK/W	$\tau =$	2 619.113 μ s	
I = 3	R_th_JA2 =	-6 447.991 pK/W	$\tau =$	5 654.262 μ s	
I = 4	R_th_JA2 =	- 330.899 μ K/W	$\tau =$	5 944.189 μ s	
I = 5	R_th_JA2 =	- 11.727 μ K/W	$\tau =$	6 676.784 μ s	
I = 6	R_th_JA2 =	- 24.683 μ K/W	$\tau =$	9 575.592 μ s	
I = 7	R_th_JA2 =	-3 811.544 nK/W	$\tau =$	17.517 ms	
I = 8	R_th_JA2 =	- 29.000 μ K/W	$\tau =$	35.087 ms	
I = 9	R_th_JA2 =	- 33.295 μ K/W	$\tau =$	47.422 ms	
I = 10	R_th_JA2 =	- 24.985 μ K/W	$\tau =$	58.281 ms	
I = 11	R_th_JA2 =	- 35.533 μ K/W	$\tau =$	52.362 ms	
I = 12	R_th_JA2 =	- 429.811 μ K/W	$\tau =$	52.369 ms	
I = 13	R_th_JA2 =	- 337.732 μ K/W	$\tau =$	94.127 ms	
I = 14	R_th_JA2 =	-3 833.535 nK/W	$\tau =$	137.332 ms	
I = 15	R_th_JA2 =	- 312.047 μ K/W	$\tau =$	205.841 ms	
I = 16	R_th_JA2 =	- 13.711 μ K/W	$\tau =$	304.400 ms	
I = 17	R_th_JA2 =	-2 345.054 μ K/W	$\tau =$	564.176 ms	
I = 18	R_th_JA2 =	512.566 μ K/W	$\tau =$	1 340.981 ms	
I = 19	R_th_JA2 =	1 453.741 μ K/W	$\tau =$	1 946.455 ms	7.404 mHz 228.5 °
I = 20	R_th_JA2 =	- 22.198 μ K/W	$\tau =$	2 177.017 ms	
I = 21	R_th_JA2 =	-5 073.800 μ K/W	$\tau =$	6 862.746 ms	
I = 22	R_th_JA2 =	69.088 μ K/W	$\tau =$	16.775 s	
I = 23	R_th_JA2 =	58.840 mK/W	$\tau =$	19.303 s	
I = 24	R_th_JA2 =	- 72.764 mK/W	$\tau =$	21.166 s	

Bild 4-40: Numerische Darstellung der Parameter des transienten Wärmeüberstandes, berechnet durch Auswertung des Übergangsverhaltens der Kühlboxen (Bilder 4-23 bis 4-25)

Berechnung des Temperaturverlaufes in der Sperrschicht von in Doppelsäulen angeordneten zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen

DSäu_0 - Kassetten 67/68 - Variante 02 - 15. September 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken) [02. August 1983]
 Kühlung: 100-mm-Kühllose REG 029.076 404 Nr. 2 Messung 13.08.85/04.10.85
 Kühlmittel: Wasser mit einem Volumenstrom von 150.0 l/h
 Aufbau: Doppelsäule mit gleichsinniger thermischer Reihenschaltung
 Kühlmittel-Richtung in Säule 1 von der Kathoden- zur Anodenseite
 Kühlmittel-Richtung in Säule 2 von der Anoden- zur Kathodenseite

File-Namen: I1115 (Kühllose) T2200 (Halbleiterbauelement)

Graphische Darstellung der thermischen Verhältnisse in dem System:

(mit Darstellung des formalen Anteiles des Halbleiterbauelementes)

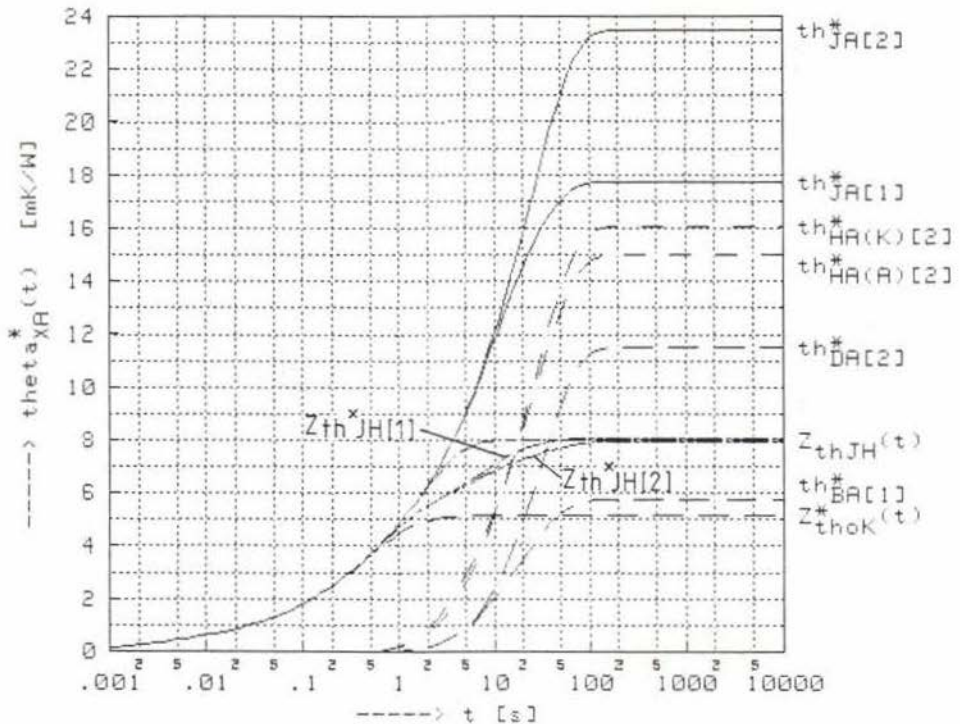


Bild 4-41: Graphische Darstellung der thermischen Verhältnisse in einer unendlich langen, symmetrischen Doppelsäule, berechnet durch Auswertung des Übergangsverhaltens der Kühllosen (Bilder 4-23 bis 4-25)

Berechnung des Temperaturverlaufes in der Sperrschicht von in Doppelsäulen
angeordneten zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen

DSäu_0 - Kassetten 67/68 - Variante 02 - 15. September 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken) [02. August 1983]

Kühlung: 100-mm-Kühlbose REG 029.076 404 Nr. 2 Messung 13.08.85/04.10.85

Kühlmittel: Wasser mit einem Volumenstrom von 150.0 l/h

Aufbau: Doppelsäule mit gleichsinniger thermischer Reihenschaltung

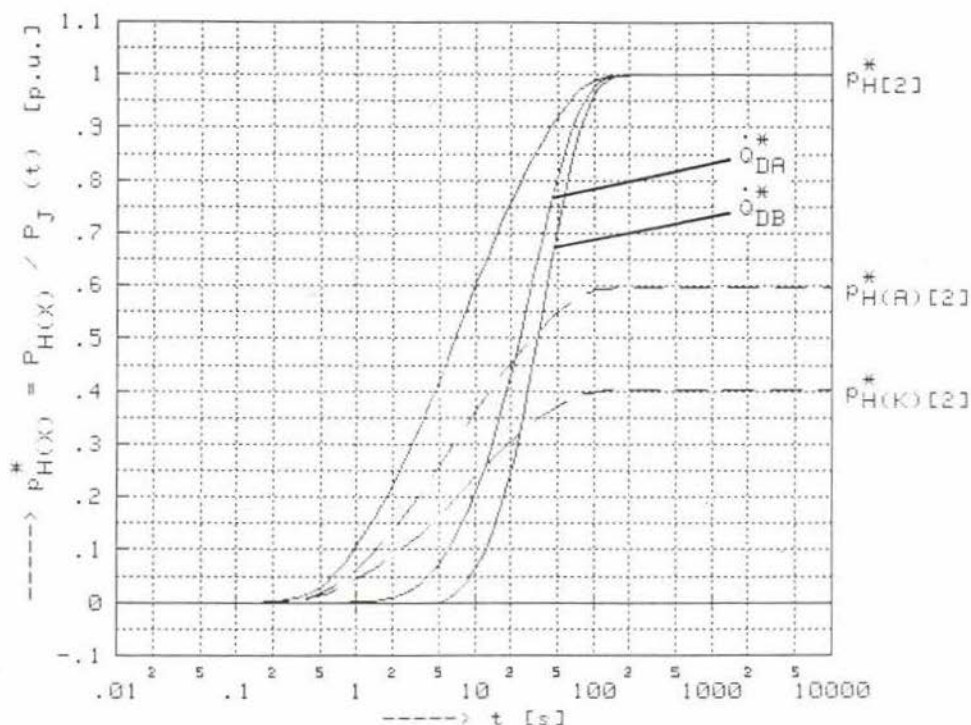
Kühlmittel-Richtung in Säule 1 von der Kathoden- zur Anodenseite

Kühlmittel-Richtung in Säule 2 von der Anoden- zur Kathodenseite

File-Namen: I1115 (Kühlbose)

T2200 (Halbleiterbauelement)

Graphische Darstellung der bezogenen Leistungsverläufe:



gespeicherte Energie im Thyristor (2. Säule)	0_{TH}^*	=	15.6 J/W
gespeicherte Energie in der Kühlbose (2. Säule)	0_{KD}^*	=	28.4 J/W
gespeicherte Energie je Thyristorplatz (2. Säule)	0_{THP}^*	=	44.0 J/W

Bild 4-42: Graphische Darstellung der Verläufe der Leistungsflüsse über die Übergänge Bauelement-Kühlelement und in den Kühlmittelkreislauf in einer unendlich langen, symmetrischen Doppelsäule, berechnet durch Auswertung des Übergangsverhaltens der Kühlbofen
(Bilder 4-23 bis 4-25)

Berechnung des Temperaturverlaufes in der Sperrschicht von in Doppelsäulen angeordneten zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen

DSäu_0-mod - Kassetten 67/68 - Variante 02 - 15. September 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken) [Minimum von R_{th}]
 Kühlung: 100-mm-Kühlbose REG 029.076 404 Nr. 2 Messung 13.08.85/04.10.85
 Kühlmittel: Wasser mit einem Volumenstrom von 150.0 l/h
 Aufbau: Doppelsäule mit gleichsinniger thermischer Reihenschaltung
 Kühlmittel-Richtung in Säule 1 von der Kathoden- zur Anodenseite
 Kühlmittel-Richtung in Säule 2 von der Anoden- zur Kathodenseite

File-Namen: I1115 (Kühlbose)

E2200/T2200 (Halbleiterbauelemente)

Graphische Darstellung der thermischen Verhältnisse in dem System:

(mit Darstellung des formalen Anteiles des Halbleiterbauelementes)

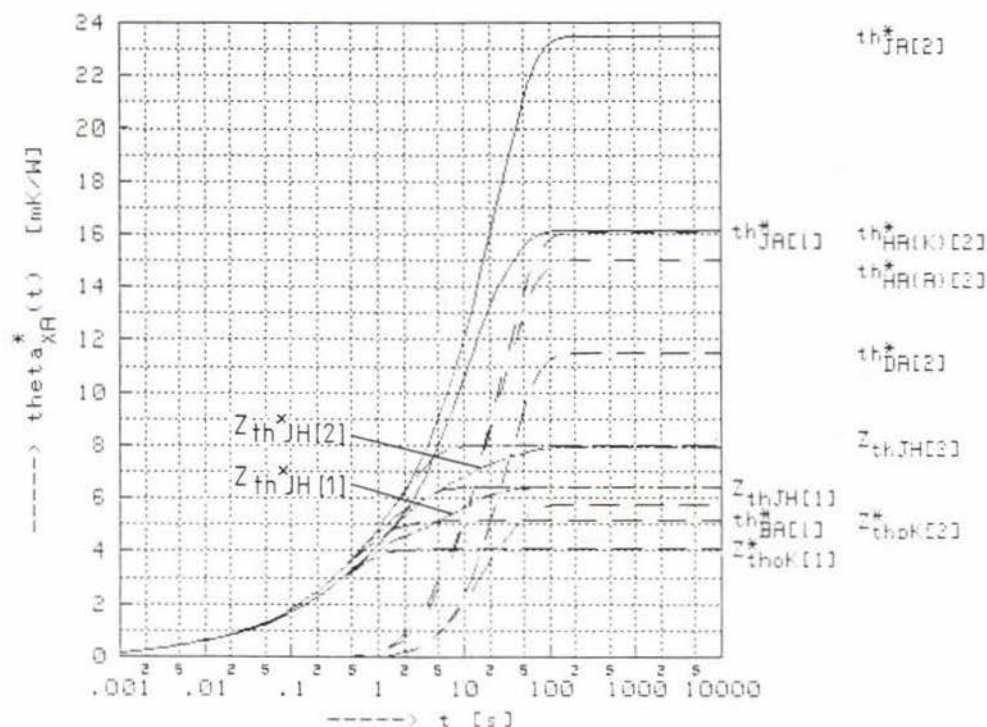


Bild 4-42: Graphische Darstellung der thermischen Verhältnisse in einer unendlich langen Doppelsäule, deren Säule 1 mit Thyristoren mit unipolaren und deren Säule 2 mit Thyristoren mit bipolarer thermischer Überzuständen bestückt ist (sonstige Daten wie Bild 4-41).

tens der Kühldose wurde nicht nachgerechnet, dürfte aber ebenfalls vernachlässigbar sein.

4.3.3 Auswertung der Messungen im Originalaufbau

Betrachtet man das Halbleiterbauelement als thermisches Dreitor, so läßt sich der Verlauf der Sperrschichttemperatur aus der Summe der Einflüsse von allen Toren bestimmen. Dazu wird eine Messung nach Abschnitt 4.2.2.1 durchgeführt, und aus den so ermittelten Verläufen der Gehäusetemperaturen und der Höhe des Leistungssprunges läßt sich der transiente Wärmewiderstand des Gesamtsystems berechnen. Der Vorteil dieses Verfahrens ist, daß es unabhängig von den Eigenschaften der Kühlelemente anwendbar ist, d. h. es funktioniert sowohl bei abhängigen Kühleinrichtungen (z. B. Kühldosen, Siedekühlung) als auch bei unabhängigen Kühleinrichtungen ohne Schwierigkeiten.

Der Nachteil dieser Vorgehensweise soll aber nicht verschwiegen werden. Im allgemeinen interessiert der schlechteste Verlauf des transienten Widerstandes, d. h. die dabei auftretenden Höchstwerte. Das zur Messung eingesetzte Halbleiterbauelement weist aber im allgemeinen diese Höchstwerte nicht auf, meist sind die konkreten thermischen Widerstände überhaupt nicht bekannt. Niedrigere thermische Widerstände des Halbleiterbauelementes bedingen kleinere thermische Zeitkonstanten und damit eine schnellere Erwärmung der Kühleinrichtung gegenüber dem Fall einer Messung mit einem Halbleiterbauelement mit maximalen Wärmewiderständen.

Werden jetzt die Meßergebnisse mit der schnelleren Erwärmung mit dem thermischen Ersatzschaltbild des schlechtesten Halbleiterbauelementes in Zusammenhang gebracht, so ergeben sich partiell zu hohe Werte für den transienten Wärmewiderstand. Ausdruck für diesen Widerspruch ist das scheinbare zeitweilige Auftreten eines Leistungsflusses in negativer Richtung über das Gehäuse des Halbleiterbauelementes nach Bild 4-49.

Entsprechend Gl. (41-69) können die interessierenden Sperrschichttemperatur- und Leistungsverläufe nach dem Superpositionsgesetz aus der Summe, der von den drei Ursachen (Leistungssprung und Gehäusetemperaturverläufe auf der Anoden- und der Kathodenseite) hervorgerufenen Wirkungen, gebildet werden. Das Verhalten des Halbleiterbauelementes wird dabei als linear vorausgesetzt (siehe Abschnitt 4.1.1.3).

4.3.3.1 Wirkung des Leistungssprunges

Die Wirkung des Leistungssprunges ist in Abschnitt 4.1.5.2 untersucht worden. Mit $P_J(p) = \frac{1}{p} \cdot P_J$ ergibt sich nach Bezug auf P_J für die interessierenden Größen

$$\left. \frac{T_J(t)}{P_J} \right|_{P_J} = \mathcal{L}^{-1} \left\{ \frac{H_{11}(p)}{p} \right\} \quad (43-18)$$

$$\left. \frac{P_{G(A)}(t)}{P_J} \right|_{P_J} = \mathcal{L}^{-1} \left\{ \frac{H_{21}(p)}{p} \right\} \quad (43-19)$$

$$\left. \frac{P_{G(K)}(t)}{P_J} \right|_{P_J} = \mathcal{L}^{-1} \left\{ \frac{H_{31}(p)}{p} \right\}. \quad (43-20)$$

4.3.3.2 Wirkung der Gehäusetemperaturverläufe

Hier liegen gemessene Temperaturverläufe vor, deren Einfluß zu untersuchen ist. Dazu kann der Duhamel'sche Integralsatz [47, 59] Anwendung finden.

Zunächst berechnet man die Wirkung im System, wenn die eingepreßte Ursache gleich dem Einheitssprung $\epsilon(t)$ ist. Hier gilt für einen beliebigen Parameter der H-Matrix

$$h(t) = \mathcal{L}^{-1} \left\{ \frac{H(p)}{p} \right\}. \quad (43-21)$$

Im Zeitbereich läßt sich allgemein schreiben

$$h(t) = H_{-1} \cdot \delta(t) + H_0 \cdot \epsilon(t) + \sum_{j=1}^n H_j (1 - e^{-t/\gamma_j}), \quad (43-22)$$

Dabei treten Einheitssprung $\epsilon(t)$ und Dirac-Impuls $\delta(t)$ nur bei den Parametern $H_{22}(p)$ und $H_{33}(p)$ auf, der Dirac-Impuls auch nur im Fall "junction-case".

Der Duhamel'sche Integralsatz liefert die Lösung

$$b(t) = h(t) \cdot a(0) + \int_0^t h(t - \xi) \cdot a'(\xi) \cdot d\xi, \quad (43-23)$$

wobei $a(t)$ die Ursache und $b(t)$ die erzielte Wirkung ist. Das hier vorliegende Faltungsintegral ist numerisch nur aufwendig auszuwerten. Deshalb ist es günstig, für den punktweise gegebenen Temperaturverlauf $a(t)$ eine geeignete Ausgleichskurve zu errechnen. Dies geschieht nach Abschnitt 4.2.3.2, wobei darauf zu achten ist, daß für den Fall des Auftretens des Dirac-Impulses in der Sprungantwort nach Gl. (43-22), die erste Ableitung bei $t = 0$ mit Null festgelegt werden muß (Ausgleichsrechnung mit Nebenbedingung). Anderenfalls tritt bei $t = 0$ ein Leistungssprung am Gehäuse auf, was natürlich physikalisch unsinnig ist.

Da in allen hier vorliegenden Fällen $a(t=0) = 0$ ist, liefert Gl. (43-23) mit Gl. (42-8) für $a(t)$ die Lösung

$$\begin{aligned} b(t) = & \sum_{i=1}^m R_i \left[H_0 + \left(\frac{H-1}{\tau_i} - H_0 \right) \cdot e^{-t/\tau_i} \right] + \\ & + \left(\sum_{j=1}^n H_j \right) \cdot \sum_{i=1}^m R_i \cdot (1 - e^{-t/\tau_i}) - \\ & - \sum_{j=1}^n \left\{ \gamma_j \cdot H_j \cdot \left[\sum_{\substack{i=1 \\ \tau_i \neq \gamma_j}}^m \frac{R_i}{\tau_i - \gamma_j} (e^{-t/\tau_i} - e^{-t/\gamma_j}) \right] \right\} - \\ & - t \cdot \underbrace{\left[\sum_{i=1}^m \frac{R_i}{\tau_i} \right]}_{\text{für } \tau_i = \gamma_j} \cdot \left[\sum_{j=1}^n H_j \cdot e^{-t/\gamma_j} \right]. \end{aligned} \quad (43-24)$$

Die auf den ersten Blick sehr aufwendige Lösung wird wesentlich einfacher, wenn man bedenkt, daß der Fall $\tau_i = \gamma_j$ praktisch auszuschließen ist und

$\sum_{i=1}^m \frac{R_i}{\tau_i}$ bei Auftreten von H_{-1} definitionsgemäß verschwindet.

4.3.3.3 Lösung und Rechenbeispiel

Die Gesamtlösung erhält man durch Überlagerung (d. h. Addition) der sich aus den einzelnen Wirkungen ergebenden Reaktionen. Da alle H-Parameter gleiche Pole aufweisen, bleibt die Zahl der auftretenden Zeitkonstanten beschränkt.

Die Bilder 4-44 bis 4-49 zeigen ein ausführlich dargestelltes Beispiel mit den numerischen H-Parametern des Thyristors, dessen Einzelbauelemente Bild 4-14 entnommen wurden.

Als Ausgangsbasis der Rechnung zeigen die Bilder 4-27 und 4-28 die auf den Verlustleistungssprung bezogenen, gemessenen anoden- und kathodenseitigen Temperaturverläufe und Bild 4-33 die daraus berechneten Ausgleichsfunktionen. In der Graphik auf Bild 4-28 sind zugleich die theoretischen Höchstwerte des Temperaturverlaufes auf der Kathoden- und Anodenseite des Thyristorgehäuses aufgetragen. Sie wurden mit Hilfe der Gleichungen

$$\vartheta_{CA(A)OK}^* (t) = \mathcal{L}^{-1} \left\{ \frac{Z_{21}(p)}{p} \right\} \quad (43-25)$$

$$\vartheta_{CA(K)OK}^* (t) = \mathcal{L}^{-1} \left\{ \frac{Z_{31}(p)}{p} \right\} \quad (43-26)$$

aus den Z-Parametern des Thyristors ermittelt. Man sieht, daß die gemessenen Temperaturverläufe über diesen theoretischen Grenzwerten liegen. Die Ursache für diesen Effekt wurde bereits in der Einführung zu Abschnitt 4.3.3 (S. 205) erläutert. Eine weitere Fehlerquelle kann auch in der verwendeten Meßeinrichtung gesucht werden, da die Meßzeitpunkte im Bereich kurzer Zeiten nicht sehr genau definiert sind. Um diese Effekte etwas auszugleichen, wurden die Punkte, mit deren Hilfe die Ausgleichsfunktionen errechnet wurden, so festgelegt, daß sie auf keinen Fall über den theoretischen

Berechnung des Temperaturverlaufes in der Sperrschicht
von Halbleiterbauelementen in Scheibenzellenbauweise

Berechnung mit dem Duhamel'schen Integralsatz bei Vorgabe der Temperaturverläufe
an der Anode und der Kathode

ZDIth0 - Kassetten 43/44 - Variante 03 - 30. Juli 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken) [02.00.83]
 Meßstelle: Anlageflächen des Thyristors (case)
 filename: T2200 (Bauelement)

Parameter des idealen transienten Wärmeübergangswiderstandes [H 11]:

R_th_JC (01)	=	127.679	$\mu\text{K/W}$	τ_{th_JC} (01)	=	1 758.088	μs
R_th_JC (02)	=	1 162.982	nK/W	τ_{th_JC} (02)	=	2 619.113	μs
R_th_JC (03)	=	2 781.251	pK/W	τ_{th_JC} (03)	=	5 654.266	μs
R_th_JC (04)	=	338.895	$\mu\text{K/W}$	τ_{th_JC} (04)	=	5 944.184	μs
R_th_JC (05)	=	11.728	$\mu\text{K/W}$	τ_{th_JC} (05)	=	6 676.787	μs
R_th_JC (06)	=	24.683	$\mu\text{K/W}$	τ_{th_JC} (06)	=	9 575.593	μs
R_th_JC (07)	=	3 811.530	nK/W	τ_{th_JC} (07)	=	17.517	ms
R_th_JC (08)	=	29.352	$\mu\text{K/W}$	τ_{th_JC} (08)	=	35.114	ms
R_th_JC (09)	=	78.785	$\mu\text{K/W}$	τ_{th_JC} (09)	=	48.926	ms
R_th_JC (10)	=	483.839	$\mu\text{K/W}$	τ_{th_JC} (10)	=	68.846	ms
R_th_JC (11)	=	364.589	$\mu\text{K/W}$	τ_{th_JC} (11)	=	88.322	ms
R_th_JC (12)	=	6 673.139	nK/W	τ_{th_JC} (12)	=	137.378	ms
R_th_JC (13)	=	754.748	$\mu\text{K/W}$	τ_{th_JC} (13)	=	249.581	ms
R_th_JC (14)	=	93.661	$\mu\text{K/W}$	τ_{th_JC} (14)	=	548.259	ms
R_th_JC (15)	=	4 758.410	$\mu\text{K/W}$	τ_{th_JC} (15)	=	1 205.441	ms

Summe: R_th_JC = 6 981.218 $\mu\text{K/W}$

Parameter der Sprungantwort (anodenseitig) [H 12 = H 21]:

H_12_JC (01)	=	28.600	10^{-12}	γ_{12_JC} (01)	=	1 758.088	μs
H_12_JC (02)	=	2 868.764	10^{-15}	γ_{12_JC} (02)	=	2 619.113	μs
H_12_JC (03)	=	1 203.709	10^{-9}	γ_{12_JC} (03)	=	5 654.266	μs
H_12_JC (04)	=	-1 669.892	10^{-9}	γ_{12_JC} (04)	=	5 944.184	μs
H_12_JC (05)	=	-36.708	10^{-9}	γ_{12_JC} (05)	=	6 676.787	μs
H_12_JC (06)	=	-253.178	10^{-9}	γ_{12_JC} (06)	=	9 575.593	μs
H_12_JC (07)	=	-2 878.748	10^{-9}	γ_{12_JC} (07)	=	17.517	ms
H_12_JC (08)	=	4 288.226	10^{-6}	γ_{12_JC} (08)	=	35.114	ms
H_12_JC (09)	=	-4 761.288	10^{-6}	γ_{12_JC} (09)	=	48.926	ms
H_12_JC (10)	=	-57.272	10^{-3}	γ_{12_JC} (10)	=	68.846	ms
H_12_JC (11)	=	152.976	10^{-3}	γ_{12_JC} (11)	=	88.322	ms
H_12_JC (12)	=	5 293.585	10^{-6}	γ_{12_JC} (12)	=	137.378	ms
H_12_JC (13)	=	-419.821	10^{-3}	γ_{12_JC} (13)	=	249.581	ms
H_12_JC (14)	=	83.728	10^{-3}	γ_{12_JC} (14)	=	548.259	ms
H_12_JC (15)	=	887.957	10^{-3}	γ_{12_JC} (15)	=	1 205.441	ms

Summe: H_12_JC = 573.171 10^{-3}

Bild 4-44: Sprungantwort der H-Parameter des Thyristors nach Bild 4-14.

Berechnung des Temperaturverlaufes in der Sperrschicht
von Halbleiterbauelementen in Scheibenzellenbauweise

Berechnung mit dem Duhamel'schen Integralsatz bei Vorgabe der Temperaturverläufe
an der Anode und der Kathode

ZDith0 - Kassetten 43/44 - Variante 03 - 30. Juli 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken) [02.08.83]
Meßstelle: Anlageflächen des Thyristors (case)
filename: T2200 (Bauelement)

Parameter der Sprungantwort (kathodenseitig) [H 13 = H 31]:

H_13_JC (01)	=	392.391	10 ⁻¹²	γ_13_JC (01)	=	1 758.088	μs
H_13_JC (02)	=	- 17.195	10 ⁻⁹	γ_13_JC (02)	=	2 619.113	μs
H_13_JC (03)	=	143.303	10 ⁻¹²	γ_13_JC (03)	=	5 654.266	μs
H_13_JC (04)	=	33.020	10 ⁻⁶	γ_13_JC (04)	=	5 944.184	μs
H_13_JC (05)	=	- 77.278	10 ⁻⁶	γ_13_JC (05)	=	6 676.787	μs
H_13_JC (06)	=	132.222	10 ⁻⁶	γ_13_JC (06)	=	9 575.593	μs
H_13_JC (07)	=	- 202.557	10 ⁻⁶	γ_13_JC (07)	=	17.517	ms
H_13_JC (08)	=	- 356.704	10 ⁻⁶	γ_13_JC (08)	=	35.114	ms
H_13_JC (09)	=	- 16.911	10 ⁻³	γ_13_JC (09)	=	48.926	ms
H_13_JC (10)	=	28.059	10 ⁻³	γ_13_JC (10)	=	60.846	ms
H_13_JC (11)	=	27.755	10 ⁻³	γ_13_JC (11)	=	88.322	ms
H_13_JC (12)	=	- 36.267	10 ⁻³	γ_13_JC (12)	=	137.370	ms
H_13_JC (13)	=	- 114.307	10 ⁻³	γ_13_JC (13)	=	249.581	ms
H_13_JC (14)	=	- 137.981	10 ⁻³	γ_13_JC (14)	=	540.259	ms
H_13_JC (15)	=	676.952	10 ⁻³	γ_13_JC (15)	=	1 205.441	ms
Summe: H_13_JC	=	426.829	10 ⁻³				

Parameter der Sprungantwort (anodenseitig) [H 22]:

D_22_JC	=	- 73.918	δ(t) * W/K	γ_22_JC (01)	=	1 758.088	μs
S_22_JC	=	- 557.165	e(t) * W/K	γ_22_JC (02)	=	2 619.113	μs
H_22_JC (01)	=	8 928.786	nW/K	γ_22_JC (03)	=	5 654.266	μs
H_22_JC (02)	=	- 28.711	μW/K	γ_22_JC (04)	=	5 944.184	μs
H_22_JC (03)	=	3 445.728	μW/K	γ_22_JC (05)	=	6 676.787	μs
H_22_JC (04)	=	-4 494.009	μW/K	γ_22_JC (06)	=	9 575.593	μs
H_22_JC (05)	=	1 619.248	μW/K	γ_22_JC (07)	=	17.517	ms
H_22_JC (06)	=	- 127.969	μW/K	γ_22_JC (08)	=	35.114	ms
H_22_JC (07)	=	15.256	μW/K	γ_22_JC (09)	=	48.926	ms
H_22_JC (08)	=	624.159	mW/K	γ_22_JC (10)	=	60.846	ms
H_22_JC (09)	=	320.269	mW/K	γ_22_JC (11)	=	88.322	ms
H_22_JC (10)	=	8 138.273	mW/K	γ_22_JC (12)	=	137.370	ms
H_22_JC (11)	=	64.187	W/K	γ_22_JC (13)	=	249.581	ms
H_22_JC (12)	=	4 199.230	mW/K	γ_22_JC (14)	=	540.259	ms
H_22_JC (13)	=	232.632	W/K	γ_22_JC (15)	=	1 205.441	ms
H_22_JC (14)	=	74.833	W/K				
H_22_JC (15)	=	137.188	W/K				
Summe: H_22_JC	=	522.122	W/K				

Bild 4-45: Sprungantwort der H-Parameter des Thyristors nach Bild 4-14

Berechnung des Temperaturverlaufes in der Sperrschicht
von Halbleiterbauelementen in Scheibenzellenbauweise

Berechnung mit dem Duhamel'schen Integralsatz bei Vorgabe der Temperaturverläufe
an der Anode und der Kathode

ZDith0 - Kassetten 43/44 - Variante 03 - 30. Juli 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken) [02.08.83]
Meßstelle: Anlageflächen des Thyristors (case)
filename: T2200 (Bauelement)

Parameter der Durchgangs-Sprungantwort [H 23=H 32]:

H_23_JC (01)	=	63.308	mW/K	γ_23_JC (01)	=	1 758.088	μs
H_23_JC (02)	=	- 42.416	fW/K	γ_23_JC (02)	=	2 619.113	μs
H_23_JC (03)	=	61.206	nW/K	γ_23_JC (03)	=	5 654.266	μs
H_23_JC (04)	=	- 166.638	nW/K	γ_23_JC (04)	=	5 944.184	μs
H_23_JC (05)	=	241.878	nW/K	γ_23_JC (05)	=	6 676.787	μs
H_23_JC (06)	=	-1 356.212	nW/K	γ_23_JC (06)	=	9 575.593	μs
H_23_JC (07)	=	110.471	μW/K	γ_23_JC (07)	=	17.517	ms
H_23_JC (08)	=	- 52.017	mW/K	γ_23_JC (08)	=	35.114	ms
H_23_JC (09)	=	1 137.465	mW/K	γ_23_JC (09)	=	48.926	ms
H_23_JC (10)	=	-3 987.181	mW/K	γ_23_JC (10)	=	60.846	ms
H_23_JC (11)	=	11.646	W/K	γ_23_JC (11)	=	88.322	ms
H_23_JC (12)	=	- 28.770	W/K	γ_23_JC (12)	=	137.370	ms
H_23_JC (13)	=	63.461	W/K	γ_23_JC (13)	=	249.581	ms
H_23_JC (14)	=	- 123.335	W/K	γ_23_JC (14)	=	540.259	ms
H_23_JC (15)	=	114.944	W/K	γ_23_JC (15)	=	1 205.441	ms
Summe: H_23_JC	=	35.043	W/K				

Parameter der Sprungantwort (kathodenseitig) [H 33]:

D_33_JC	=	- 73.918	δ(t) * W/K				
S_33_JC	=	- 557.165	ε(t) * W/K				
H_33_JC (01)	=	22.408	μW/K	γ_33_JC (01)	=	1 758.088	μs
H_33_JC (02)	=	- 40.323	μW/K	γ_33_JC (02)	=	2 619.113	μs
H_33_JC (03)	=	338.693	μW/K	γ_33_JC (03)	=	5 654.266	μs
H_33_JC (04)	=	- 223.764	μW/K	γ_33_JC (04)	=	5 944.184	μs
H_33_JC (05)	=	352.478	μW/K	γ_33_JC (05)	=	6 676.787	μs
H_33_JC (06)	=	781.916	μW/K	γ_33_JC (06)	=	9 575.593	μs
H_33_JC (07)	=	10.754	mW/K	γ_33_JC (07)	=	17.517	ms
H_33_JC (08)	=	4 324.864	μW/K	γ_33_JC (08)	=	35.114	ms
H_33_JC (09)	=	4 040.007	mW/K	γ_33_JC (09)	=	48.926	ms
H_33_JC (10)	=	1 953.419	mW/K	γ_33_JC (10)	=	60.846	ms
H_33_JC (11)	=	2 112.915	mW/K	γ_33_JC (11)	=	88.322	ms
H_33_JC (12)	=	197.108	W/K	γ_33_JC (12)	=	137.370	ms
H_33_JC (13)	=	17.312	W/K	γ_33_JC (13)	=	249.581	ms
H_33_JC (14)	=	203.273	W/K	γ_33_JC (14)	=	540.259	ms
H_33_JC (15)	=	96.306	W/K	γ_33_JC (15)	=	1 205.441	ms
Summe: H_33_JC	=	522.122	W/K				

Berechnung des Temperaturverlaufes in der Sperrschicht
von Halbleiterbauelementen in Scheibenzellenbauweise

Berechnung mit dem Duhamel'schen Integralsatz bei Vorgabe der Temperaturverläufe
an der Anode und der Kathode

ZDith0 - Kassetten 43/44 - Variante 03 - 30. Juli 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken) [02.08.83]
Kühlung: Säule aus Thyristoren T 2200 N 4400 und Kühldosen REG 029.076 404
Kühlmittel: Wasser mit einem Volumenstrom von 150,0 l/h
Messung: Versuch Nr. 02 vom 19. Juli 1984

filename: S2_02 (Kühldose) T2200 (Bauelement)

Parameter der Antwort des Systems an der Sperrschicht:

R_th_JA (01)	=	127.679 $\mu\text{K/W}$	t_th_JA (01)	=	1 758.088 μs
R_th_JA (02)	=	1 162.982 nK/W	t_th_JA (02)	=	2 619.113 μs
R_th_JA (03)	=	2 781.333 pK/W	t_th_JA (03)	=	5 654.266 μs
R_th_JA (04)	=	330.895 $\mu\text{K/W}$	t_th_JA (04)	=	5 944.184 μs
R_th_JA (05)	=	11.728 $\mu\text{K/W}$	t_th_JA (05)	=	6 676.787 μs
R_th_JA (06)	=	24.683 $\mu\text{K/W}$	t_th_JA (06)	=	9 575.593 μs
R_th_JA (07)	=	3 811.449 nK/W	t_th_JA (07)	=	17.517 ms
R_th_JA (08)	=	29.363 $\mu\text{K/W}$	t_th_JA (08)	=	35.114 ms
R_th_JA (09)	=	70.705 $\mu\text{K/W}$	t_th_JA (09)	=	48.926 ms
R_th_JA (10)	=	482.686 $\mu\text{K/W}$	t_th_JA (10)	=	60.846 ms
R_th_JA (11)	=	367.781 $\mu\text{K/W}$	t_th_JA (11)	=	88.322 ms
R_th_JA (12)	=	5 940.631 nK/W	t_th_JA (12)	=	137.378 ms
R_th_JA (13)	=	658.955 $\mu\text{K/W}$	t_th_JA (13)	=	249.581 ms
R_th_JA (14)	=	162.812 $\mu\text{K/W}$	t_th_JA (14)	=	540.259 ms
R_th_JA (15)	=	4 011.358 $\mu\text{K/W}$	t_th_JA (15)	=	840.024 ms
R_th_JA (16)	=	15.863 mK/W	t_th_JA (16)	=	1 205.441 ms
R_th_JA (17)	=	- 23.599 mK/W	t_th_JA (17)	=	1 328.905 ms
R_th_JA (18)	=	6 190.466 $\mu\text{K/W}$	t_th_JA (18)	=	3 312.584 ms
R_th_JA (19)	=	5 897.488 $\mu\text{K/W}$	t_th_JA (19)	=	3 442.638 ms
R_th_JA (20)	=	4 535.609 $\mu\text{K/W}$	t_th_JA (20)	=	16.255 s
R_th_JA (21)	=	2 596.443 $\mu\text{K/W}$	t_th_JA (21)	=	18.189 s
R_th_JA (22)	=	- 54.138 $\mu\text{K/W}$	t_th_JA (22)	=	275.885 s
R_th_JA (23)	=	- 92.639 $\mu\text{K/W}$	t_th_JA (23)	=	464.885 s
Summe: R_th_JA	=	17.546 mK/W			

Bild 4-47: Numerische Darstellung der Parameter des transienten Wärmewiderstandes, berechnet durch Auswertung der Messung in der Säule (Bilder 4-27, 4-28 und 4-33)

Berechnung des Temperaturverlaufes in der Sperrschicht
von Halbleiterbauelementen in Scheibenzellenbauweise

Berechnung mit dem Duhamel'schen Integralsatz bei Vorgabe der Temperaturverläufe
an der Anode und der Kathode

ZDIth0 - Kassetten 43/44 - Variante 03 - 30. Juli 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken) [02. August 1983]

Kühlung: Säule aus Thyristoren T 2200 N 4400 und Kühlösen REG 029.076 404

Kühlmittel: Wasser mit einem Volumenstrom von 150.0 l/h

Messung: Versuch Nr. 02 vom 19. Juli 1984

filename: S2_02 <Kühlöse> T2200 <Bauelement>

Graphische Darstellung der Verhältnisse in dem System:

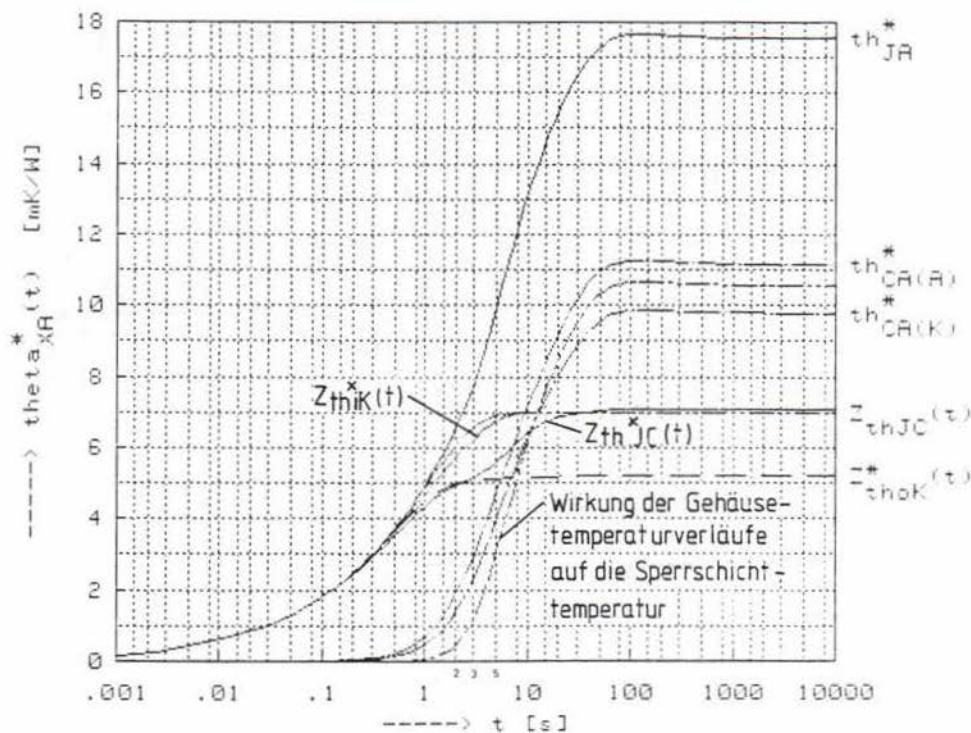


Bild 4-48: Graphische Darstellung der thermischen Verhältnisse in dem und an dem Thyristor bei einer Verlustleistungsprüfung, berechnet durch Auswertung der Messung in der Säule (Bilder 4-27, 4-28 und 4-30)

Berechnung des Temperaturverlaufes in der Sperrschicht
von Halbleiterbauelementen in Scheibenzellenbauweise

Berechnung mit dem Duhamel'schen Integralsatz bei Vorgabe der Temperaturverläufe
an der Anode und der Kathode

ZDIth0 - Kassetten 43/44 - Variante 03 - 30. Juli 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken) [02. August 1983]

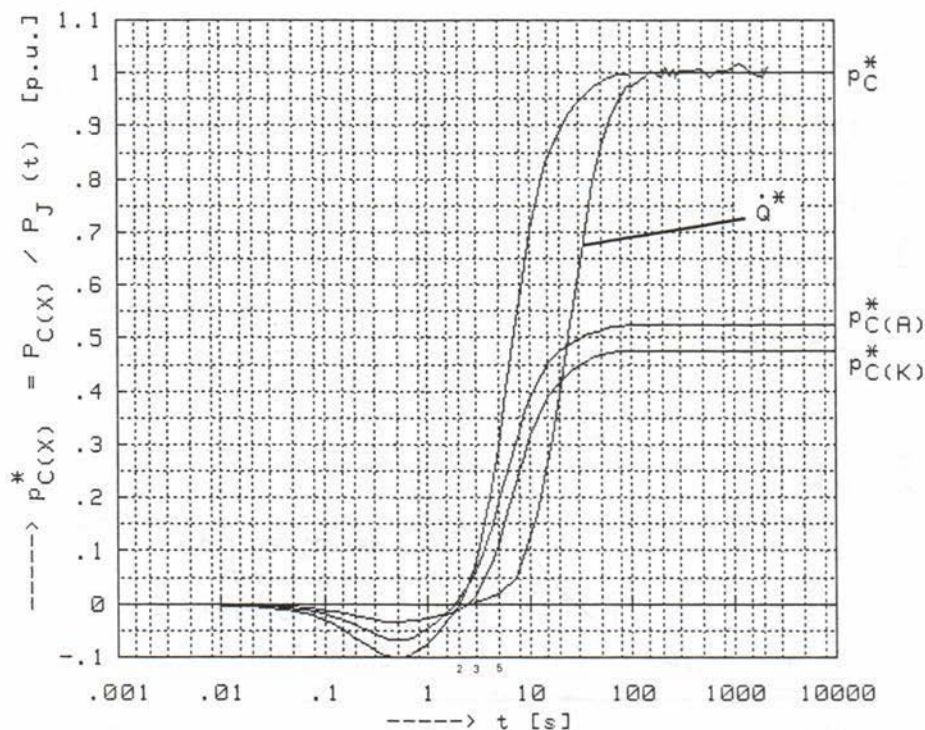
Kühlung: Säule aus Thyristoren T 2200 N 4400 und Kühldosen REG 029.076 404

Kühlmittel: Wasser mit einem Volumenstrom von 150.0 l/h

Messung: Versuch Nr. 02 vom 19. Juli 1984

filename: S2_02 (Kühldose) T2200 (Bauelement)

Graphische Darstellung des bezogenen Leistungsverlaufes:



gespeicherte Energie je Thyristorplatz	Q_{THP}^*	=	30.3	J/W
gespeicherte Energie im Thyristor	Q_{TH}^*	=	10.5	J/W
gespeicherte Energie im Kühlelement	Q_{KD}^*	=	19.8	J/W
gespeicherte Energie je Thyristorplatz	Q_{THP}	=	37.8	kJ

Bild 4-49: Graphische Darstellung der Verläufe der Leistungsflüsse über die Übergänge Bauelement-Kühlelement und in den Kühlmittelkreislauf, berechnet durch Auswertung der Messung in der Säule (Bilder 4-27, 4-28 und 4-33)

Höchstwerten liegen. Trotzdem läßt es sich nicht vermeiden, daß die damit berechneten Ausgleichsfunktionen teilweise über den theoretischen Höchstwerten liegen.

Die Eigenschaften des Thyristors zeigen die Bilder 4-14 und 4-44 bis 4-46, und schließlich ist in Bild 4-47 das numerische (bezogene) Ergebnis für den Sperrschichttemperaturverlauf dargestellt.

Da hier, wegen des Ansatzes (42-8) für die Gehäusetemperaturverläufe, keine Schwingungen im Ergebnis auftreten können, wurde das numerische Ergebnis in der Form

$$\vartheta_{JA}^*(t) = \sum_{i=1}^n R_i \cdot (1 - e^{-t/\tau_i}) \quad (43-27)$$

dargestellt.

Weitere graphische Darstellungen sind in den Bildern 4-48 und 4-49 zu sehen. Dabei zeigt Bild 4-48 die im System auftretenden bezogenen Temperaturverläufe. Die Wirkung des Leistungssprunges (idealer thermischer Widerstand des Thyristors) und die Wirkung des Gehäusetemperaturverlaufes auf die Sperrschichttemperatur sind getrennt aufgetragen. Beide Anteile addiert liefern den gesamten bezogenen Sperrschichttemperaturverlauf des Systems (transienter thermischer Widerstand).

Zusätzlich zeigt Bild 4-48 den minimalen Anteil des Thyristors zum thermischen Widerstand (siehe Abschnitt 4.1.5.3) und den formalen Anteil desselben. Daß der formale Anteil teilweise unter dem minimalen Anteil liegt, ist auf die oben erwähnte Überschreitung der theoretischen Grenzwerte der Gehäusetemperaturen zurückzuführen.

Zum Abschluß zeigt Bild 4-49 die berechneten Leistungsverläufe und die gemessene, bezogene Kühlmittelausflußtemperatur mit den gespeicherten Energiemengen. Die hier berechneten, partiell negativen Leistungsflüsse sind ebenfalls auf das zu schnelle Ansteigen der Gehäusetemperaturen zurückzuführen, wie bereits oben erläutert wurde.

4.3.4 Berechnung der gespeicherten Energie

Interessiert man sich für die im Halbleiterbauelement und in dem Kühlelement gespeicherten Wärmemenge, so kann man diese aus den Ansätzen

$$P_G = \sum_{i=1}^n P_{Gi} \cdot (1 - e^{-t/\tau_{Gi}}) \quad (43-28)$$

$$P_A = \sum_{j=1}^m P_{Aj} \cdot (1 - e^{-t/\tau_{Aj}}) \quad (43-29)$$

bei Gültigkeit der Nebenbedingung

$$P_J = \sum_{i=1}^n P_{Gi} = \sum_{j=1}^m P_{Aj} \quad (43-30)$$

mit Hilfe der Gleichungen

$$Q_{TH} = \int_0^{\infty} [P_J - P_G(t)] \cdot dt \quad (43-31)$$

$$Q_{KD} = \int_0^{\infty} [P_G(t) - P_A(t)] \cdot dt \quad (43-32)$$

wie folgt errechnen:

$$Q_{TH}^* = \frac{Q_{TH}}{P_J} = \frac{1}{P_J} \sum_{i=1}^n \tau_{Gi} \cdot P_{Gi} \quad (43-33)$$

$$Q_{KD}^* = \frac{Q_{KD}}{P_J} = \left(\sum_{i=1}^n \tau_{Ai} \cdot P_{Ai} - \sum_{j=1}^m \tau_{Gj} \cdot P_{Gj} \right) / P_J \quad (43-34)$$

4.3.5 Systembetrachtungen und kritischer Vergleich

Fragt man nach der Ursache der Differenz der Ergebnisse nach Bild 4-50 zwischen der konventionellen Methode, der Rechnung mit dem Duhamel'schen Integralsatz und dem Verfahren mit induktiver Erwärmung (komponentenweise Ermittlung der thermischen Parameter) zur Bestimmung des transienten Widerstandes in einer Säule aus Halbleiterbauelementen und Kühlrohren, so ergibt sich die Antwort aus einer einfachen Systembetrachtung.

Vergleich der Verfahren zur Bestimmung des transienten Wärmewiderstandes

Diss_B - Version 1.1 - Kassetten 57/58 - 21. Februar 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken) [02. August 1983]
 Kühlung: 100-mm-Kühl-dose REG 029.076 404 zusammen mit einem 100-mm-Thyristor
 Kühlmittel: Wasser
 Aufbau: Kühlmittel-Richtung von der Kathoden- zur Anodenseite

Volumendurchsatz des Kühlmittels
 Verlustleistungssprung
 Kühlmittelzuflußtemperatur

V_punkt = 150 l/h
 P_J = 1 497 W
 θ_{JA} = 15.8 °C

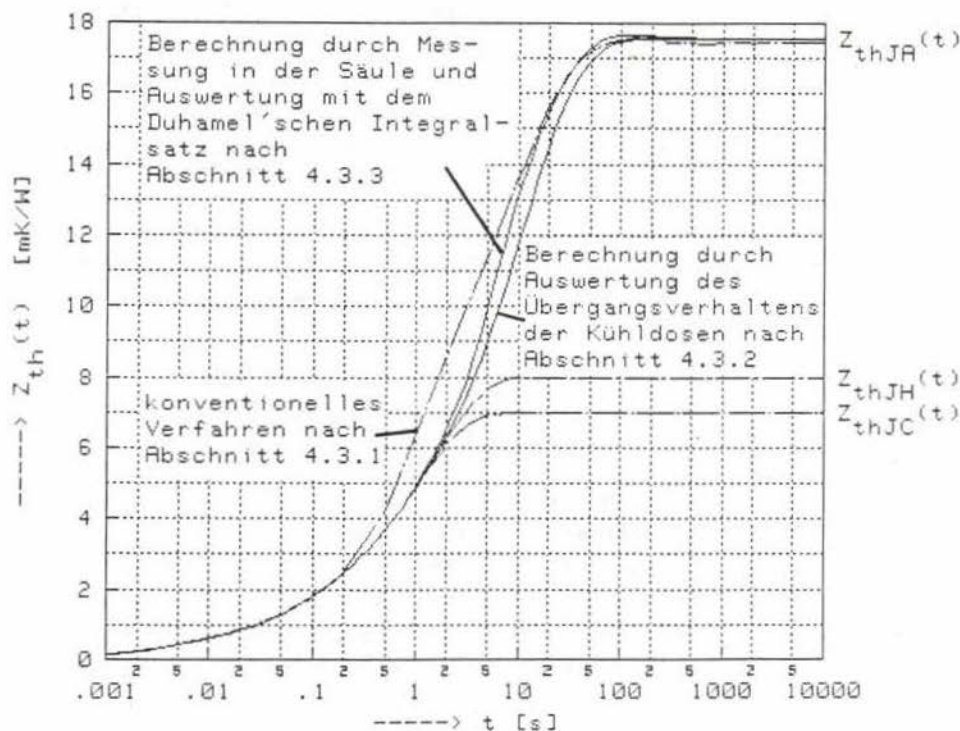


Bild 4-50: Vergleich der mit den drei Verfahren ermittelten Verläufe des transienten Wärmewiderstandes in einer einfachen, unendlich langen, symmetrischen Säule

Zunächst werden das konventionelle Verfahren nach Abschnitt 4.3.1 und das Verfahren der Rechnung mit dem Duhamel'schen Integralsatz nach Abschnitt 4.3.3 miteinander verglichen, da beide Verfahren unmittelbar von denselben Meßwerten ausgehen.

Der Verlauf der Sperrschichttemperatur wird von drei Ursachen beeinflusst, dem Verlustleistungssprung und den Verläufen der Gehäusetemperaturen. Die Gehäusetemperaturverläufe wiederum haben ihre Ursache in der Leistungsabgabe über die Gehäuseflächen an die Kühleinrichtung.

Während der Einfluß des Verlustleistungssprunges in beiden Verfahren gleich und richtig berücksichtigt wird, wird der Einfluß der Gehäusetemperaturverläufe beim konventionellen Verfahren als unmittelbar auf die Sperrschicht wirkend angenommen. Dies ist natürlich falsch. Vielmehr tritt, bedingt durch das thermische Verhalten des Halbleiterbauelementes, nur eine verzögerte Wirkung auf die Sperrschicht auf. Dies kann in Bild 4-48 sehr deutlich beobachtet werden. Diese Differenz zwischen dem Mittelwert der Gehäusetemperaturen und der Wirkung auf die Sperrschicht ist die unmittelbare Ursache der unterschiedlichen Ergebnisse.

Man könnte nun geneigt sein zu vermuten, daß der thermische Widerstand immer kleiner als der auf konventionelle Weise ermittelte thermische Widerstand ist. Dies trifft aber nicht zu. Voraussetzung dafür ist, daß in Anwendungsfällen wirklich mit dem idealen transienten thermischen Widerstand des Halbleiterbauelementes gerechnet wird. Wird statt dessen mit einem direkt meßtechnisch ermittelten transienten Verlauf des thermischen Widerstandes gerechnet, so kann der wahre Verlauf sowohl kleiner als auch größer sein, je nachdem ob die bei der Messung des Halbleiterbauelementes verwendete Kühleinrichtung besser oder schlechter als die des zu bestimmenden Systems war. Bei Verwendung des in Bild 4-19 gezeigten meßtechnisch ermittelten transienten Wärmewiderstandes für den Thyristor T 625 N 3600 ... 4400 kann man davon ausgehen, partiell zu niedrige Werte für den transienten Wärmewiderstand der Gesamtanordnung zu erhalten, da diese Meßwerte mit einer relativ schlechten Kühleinrichtung ($R_{thCA(A)} \approx R_{thCA(K)} \approx 80 \frac{mK}{W}$) ermittelt wurden.

Auf Grund des zur Messung eingesetzten Thyristors, der in seinen thermischen Eigenschaften nicht dem Ersatzschaltbild nach Bild 4-14 entsprach, sondern niedrigere thermische Widerstände hatte, liefert auch das Verfahren der Auswertung der Messungen mit dem Duhamel'schen Integralsatz zu große Ergebnisse für den transienten Wärmewiderstand der Gesamtanordnung.

Zusammenfassend kann man feststellen, daß die Ergebnisse dem wahren Verlauf des transienten Wärmewiderstandes am nächsten kommen, die mit getrennter Messung des Übergangsverhaltens der Kühldosen ermittelt wurden, weil hier kein prinzipbedingter Fehler auftritt. Günstig ist, daß sich bei diesem Verfahren sogar die niedrigsten Werte ergeben.

Die Bilder 4-51 und 4-52 zeigen die so ermittelten Werte des transienten Wärmewiderstandes von in Säulen angeordneten Thyristoren und Kühldosen mit dem Kühlmittelvolumenstrom als Parameter. Diese Diagramme bzw. deren errechnete Exponentialapproximationen sind die auf der Basis dieser Arbeit gewonnene Grundlage zur thermischen Auslegung von Hochleistungsstromrichtern bei Konstantstrom- und Impulsstrombelastung. Sie ermöglichen eine exakte Dimensionierung, ohne daß vermeidbare Reserven zugelassen wurden, sofern man auf einer deterministischen Basis bleibt.

Deutlich ist zu sehen, daß der Kühlmittelvolumenstrom bis zu einer Betriebszeit von etwa 10 s nur einen geringfügigen Einfluß auf die Ergebnisse hat. Erst bei größeren Zeiten tritt eine Auffächerung ein, wobei zu erkennen ist, daß die auftretenden Zeitkonstanten mit steigendem Volumenstrom immer kleiner werden, d. h. der stationäre Endwert wird früher erreicht.

Temperaturverlauf in der Sperrschicht von in Säulen
angeordneten zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen

RTau_S-mod - Kassetten 67/68 - Version 1.1 - 24. Oktober 1985 - Sz

Verfahren: Auswertung aus dem Übergangsverhalten der Kühldosen

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken) [02. August 1983]

Modell: Modell "junction- heatsink" [J-H]

Meßstellen: Anlageflächen der Kühldosen (heatsink)

Kühlung: 100-mm-Kühldose REG 029.076 404 zusammen mit einem 100-mm-Thyristor

Kühlmittel: Wasser

Aufbau: einfache, unendlich lange, symmetrische Säule

Kühlmittel-Richtung von der Kathoden- zur Anodenseite

File-Name: E2200Ü

mittlerer Verlustleistungssprung

P_J = 1 543 W

mittlere Kühlmittelzuflußtemperatur

θ_A = 16.7 °CGraphische Darstellung der berechneten transienten Wärmewiderstände:

Parameter: Volumenstrom des Kühlmittels [l/h]

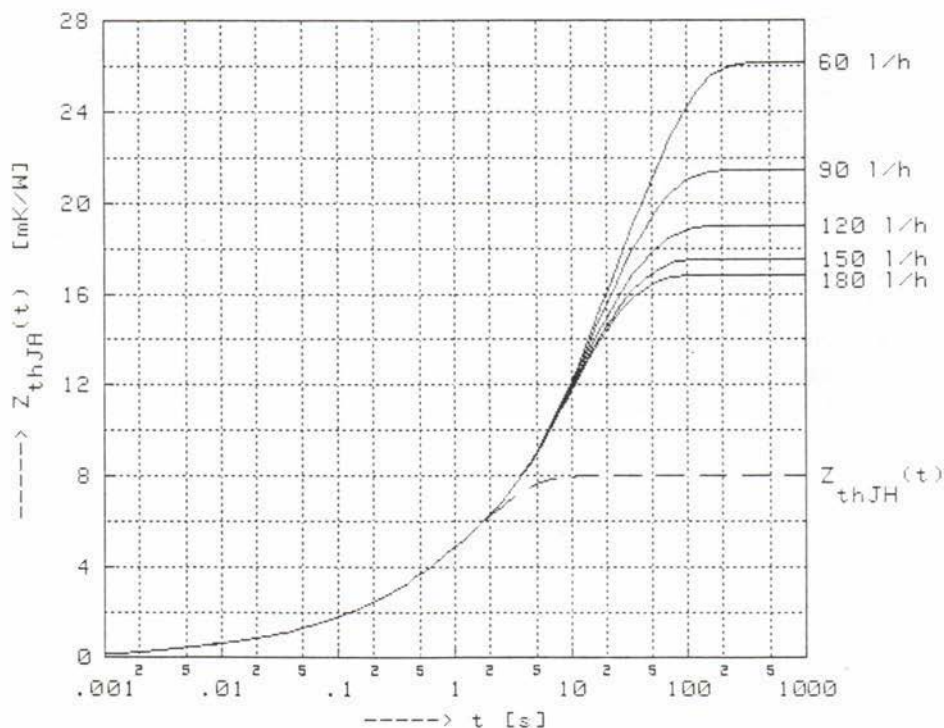


Bild 4-51: Nach Abschnitt 4.3.2.3 berechnete Verläufe des transienten Wärmewiderstandes von einfachen Säulen aus zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen und Kühldosen mit dem Kühlmittelvolumenstrom als Parameter

Temperaturverlauf in der Sperrschicht von in Säulen
angeordneten zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen

RTau_S-mod - Kassetten 67/68 - Version 1.1 - 24. Oktober 1985 - Sz

Verfahren: Auswertung aus dem Übergangsverhalten der Kühlösen

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken) [02. August 1983]

Modell: Modell "junction-heatsink" [J-H]

Meßstellen: Anlageflächen der Kühlösen (heatsink)

Kühlung: 100-mm-Kühlöse AEG 029.076 404 zusammen mit einem 100-mm-Thyristor

Kühlmittel: Wasser

Aufbau: unendlich lange, symmetrische Doppelsäule

Kühlmittel-Richtung in Säule 1 von der Anoden- zur Kathodenseite

Kühlmittel-Richtung in Säule 2 von der Kathoden- zur Anodenseite

File-Name: D2200Ü

mittlerer Verlustleistungssprung	P_{J}	=	1 543 W
mittlere Kühlmitteleinflußtemperatur	θ_{A}	=	16.7 °C

Graphische Darstellung der berechneten transienten Wärmewiderstände:

Parameter: Volumenstrom des Kühlmittels [l/h]

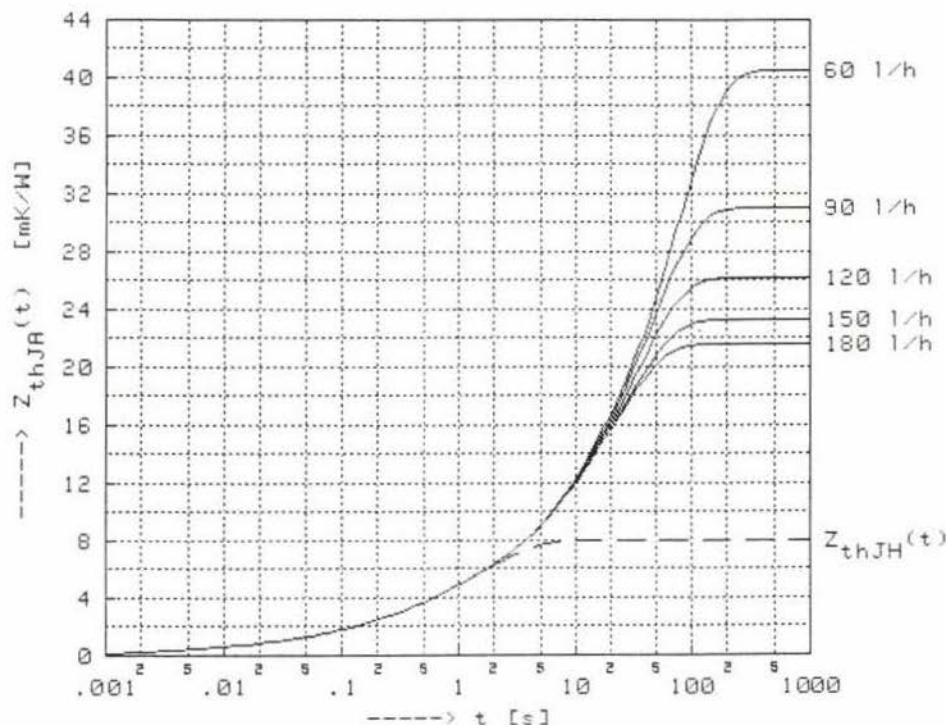


Bild 4-52: Nach Abschnitt 4.3.2.4 berechnete Verläufe des transienten Wärmewiderstandes von Doppelsäulen aus zweiseitig gekühlten Halbleiterbauelementen und Kühlösen mit dem Kühlmittelvolumenstrom als Parameter

5 Grundzüge eines statistisch begründeten Dimensionierungsverfahrens zur Bestimmung der maximal zulässigen Belastung von Halbleiterstromrichtern

5.1 Vorbemerkungen

5.1.1 Allgemeine Betrachtungen (in Anlehnung an [48])

Die meisten Vorgänge in Wirtschaft, Natur und Technik sind mit zufälligen Schwankungen behaftet. Diese Zufälligkeiten werden häufig bei der Betrachtung solcher Vorgänge ignoriert. Man konzentriert sich auf mittlere Tendenzen, um zunächst das Wesen eines untersuchten Zusammenhanges interpretieren zu können. Oft genug bestimmt aber nicht der Mittelwert, sondern ein Extremwert das Verhalten eines Systems. In der Technik wird das in der Regel bis heute dadurch berücksichtigt, daß bekannte mittlere Werte mit "Sicherheitsfaktoren" multipliziert werden. Auf diese Weise paßt man beispielsweise die mechanische Festigkeit der verschiedensten Konstruktionen den zu erwartenden statischen und dynamischen Beanspruchungen an. Sowohl die genauere Beschreibung der Vorgänge an sich als auch der heute besonders notwendige sparsame Umgang mit Rohstoffen und Energie erfordert ein verbessertes Herangehen an die skizzierte Problematik. An die Stelle der deterministischen Beschreibung mittlerer Tendenzen muß eine - bis zur konstruktiven Gestaltung technischer Gebilde - durchgehende statistische Behandlung der zufälligen Vorgänge treten. Diese Aufgabe ist jedoch viel leichter formuliert als realisiert. Sie stößt häufig sowohl auf experimentelle Probleme des jeweiligen Fachgebiets als auch auf große mathematische Formulierungsschwierigkeiten. Mit einer geschlossenen Lösung des Problems ist deshalb wohl in keinem Fachgebiet zu rechnen, vielmehr ist man überall bemüht, in enger Zusammenarbeit von Fachleuten und Mathematikern, technisch wirksame Teillösungen abzuleiten. Auch in der Elektrotechnik kann die umrissene Entwicklung beobachtet werden.

Bevor zur statistischen Formulierung eines zufälligen (stochastischen) Prozesses geschritten werden kann, muß er phänomenologisch bekannt sein. Es ist daher grundsätzlich

mit Experimenten zu beginnen, deren Resultate (Meßgrößen) innerhalb gewisser zufälliger Grenzen schwanken werden. Die Ursachen der Schwankungen experimenteller Ergebnisse können entweder dem Prozeß innewohnen, von seinen Randbedingungen herrühren oder in zufälligen Meßfehlern liegen. Letztere sind so klein wie möglich zu halten und sollten möglichst exakt festgestellt werden. Sie werden in den nachfolgenden Betrachtungen nicht berücksichtigt.

Das Wechselspiel zwischen dem Ablauf eines Zufallsprozesses und seinen Randbedingungen steht oft im Mittelpunkt experimenteller Untersuchungen. Dabei wird man bestrebt sein, die Randbedingungen jeweils in definierter Weise einzustellen und konstant zu halten. Oft ist das nur mit hohem Aufwand, mitunter auch gar nicht möglich. Beispielsweise wird der Durchschlag einer Isolierstrecke in atmosphärischer Luft in recht unübersichtlicher Weise von klimatischen Bedingungen, UV- und Höhenstrahlung, Luftströmungen und Staub beeinflusst. In aufwendigen Experimenten können zwar die Wirkungen dieser Randbedingungen getrennt studiert werden, jedoch ist zu beachten, daß solche Luftisolierungen ja auch unter der komplexen Wirkung solcher und anderer Randbedingungen betrieben werden müssen. So nützlich es für das Verständnis der Zusammenhänge sein kann, die Wirkungen spezieller Einflußgrößen zu kennen, so zweckmäßig kann es technisch sein, nicht zwischen den den Prozessen innewohnenden Zufälligkeit (Stochastik) und der Wirkung zufälliger Randbedingungen zu unterscheiden. Die Randbedingungen sind dabei nur soweit einzustellen, wie es die Praxis erfordert. Ein zufälliger Versuch liefert dann zufällig schwankende Meßwerte (Realisierungen von Zufallsgrößen), die auszuwerten und technisch zu interpretieren sind.

Mit wachsender Parameterzahl wird der Aufwand für experimentelle Untersuchungen größer und damit kostspieliger. Werden die interessierenden Vorgänge auf der Basis weniger Experimente modelliert und mit diesen Modellen auf andere Parameterkombinationen extrapoliert, so kann der Aufwand reduziert werden. Bei der Modellierung muß natürlich der stochastische Charakter der Prozesse gewahrt bleiben. In vielen Fällen, z. B. bei der Behandlung der hier vorliegenden Dimensionierungsprobleme, bewährt sich eine Monte-Carlo-Simulation. Manchmal muß jedoch der physikalische

Prozeß als stochastischer Prozeß behandelt werden, wobei die Theorie stochastischer Prozesse hierfür die nötigen mathematischen Hilfsmittel liefert.

5.1.2 Thermische Dimensionierung von Halbleiterstromrichtern

Die zulässige Dauerstrombelastbarkeit von Stromrichtern wird in erster Linie durch die im aktiven Teil der Halbleiter auftretenden Temperaturen bestimmt. Diese virtuellen Sperrschichttemperaturen können im allgemeinen nicht direkt gemessen werden, sondern werden aus den Betriebsbedingungen des Stromrichters heraus berechnet. Dabei wird auf die Zahlenangaben des Herstellers über das Verhalten der Halbleiterbauelemente zurückgegriffen. Außerdem werden Experimente durchgeführt, um spezielle Einsatzbedingungen (Einbauart, Kühlkörper, Lüfter usw.) zu berücksichtigen.

Die allen diesen Größen innewohnenden Zufälligkeiten finden dabei keine Widerspiegelung im Dimensionierungsverfahren. Es wird mit den Höchstwerten der Durchlaßspannung, der Q_{rr} -Werte und der thermischen Widerstände beim Einsatz von Thyristoren gerechnet ^{*}) (andere Zahlen sind vom Hersteller auch nur selten zu erfahren), und diese Höchstwerte werden dann zusammen mit den ermittelten Höchstwerten der äußeren thermischen Widerstände kombiniert, und daraus die Sperrschichttemperatur errechnet.

Diese unbefriedigende Vorgehensweise gestattet keine optimale Dimensionierung der Ventile. Es wird dabei zu sehr auf der sicheren Seite gearbeitet. Durch Anwendung des im folgenden skizzierten und an einem Beispiel durchgerechneten Verfahrens kann das (immer) auftretende Dimensionierungsrisiko quantitativ eingeschätzt werden, d. h. es können Aussagen darüber getroffen werden, welcher Anteil der Halbleiterbauelemente bei einer vorzugebenden statistischen Sicherheit die zulässige Sperrschichttemperatur von z. B. 90 °C nicht überschreitet.

^{*}) Dies gilt für normale Dimensionierungen. Bei Hochspannungsstromrichtern wird mit dem 90-%-Wert der Durchlaßspannung gearbeitet und auch die Korrelation zwischen U_T und Q_{rr} findet Berücksichtigung (siehe Abschnitt 5.4).

Auf eines sei aber gleich hingewiesen: Aussagen mit einer hundertprozentigen Sicherheit lassen sich nicht machen. Dies ist bei herkömmlichen Dimensionierungsverfahren auch nur dann möglich, wenn sämtliche, die Temperatur beeinflussende Parameter in einer Stückprüfung meßtechnisch ermittelt werden. Aus Aufwandsgründen werden aber z. B. die thermischen Widerstände sowohl der Kühldosen als auch der Thyristoren nur stichprobenhaft überprüft. So können bei einzelnen Thyristoren durchaus höhere Wärmewiderstände, als bisher angenommen wurde, auftreten. Die Kontaktwiderstände zwischen den Scheiben hängen von vielen Parametern, unter anderem von der Zugfestigkeit der Materialien, der Oberflächengüte (der Spaltdicke) und eventuellen Verformungen durch innere Spannungen und Temperaturgradienten ab und sind damit starken Streuungen unterworfen. So lassen sich 100-%-Werte für die thermischen Widerstände nicht angeben. Trotzdem wird mit solchen Werten gearbeitet und gerechnet.

Der Vorteil des statistisch begründeten Verfahrens liegt nun darin, daß man von der Merkmalsverteilung einer Stichprobe, Rückschlüsse auf das Verhalten der Grundgesamtheit ziehen kann. Außerdem ist die Berücksichtigung auftretender Korrelationen und gegenseitiger Beeinflussung möglich. So tritt bei einem Exemplar eines Thyristors z. B. nie die maximale Durchlaßspannung zusammen mit der maximalen Sperrverzugsladung und damit nie die maximale Durchlaßverlustleistung zusammen mit der maximalen Ausschaltverlustleistung auf (Beispiel für einen korrelativen Zusammenhang). Und auch in einer Säule aus Thyristoren und Kühldosen ist die Wahrscheinlichkeit, daß gerade zwei Thyristoren mit maximaler Verlustleistung nebeneinander zu liegen kommen, sehr gering, nämlich p^2 , wenn p die Wahrscheinlichkeit für das Auftreten eines Thyristors mit maximaler Durchlaßverlustleistung ist.

5.1.3 Anwendung zur stationären thermischen Dimensionierung von Hochspannungsventilen

Das oben skizzierte Verfahren ist besonders zur Dimensionierung von Hochspannungsventilen geeignet. Zum einen treten hier überhaupt gegenseitige Abhängigkeiten auf, d. h. die Halbleiterbauelemente beeinflussen sich gegenseitig. Zum anderen sind durch die enge Zusammenarbeit mit dem Halbleiterhersteller viele Parameter der Thyristoren bekannt und liegen in statistisch auswertbaren Formen vor, eine Voraussetzung, die die Anwendung des Verfahrens erst ermöglicht. Außerdem liegen auch genauere Kenntnisse über das Verhalten der Kühldosen (Abschnitt 3.2.5) vor. Ein nicht zu vernachlässigender Aspekt ist die Tatsache, daß die starke Konkurrenzsituation auf dem Gebiet der Hochspannungsstromrichter möglichst optimale und genaue Vorausberechnungen über das Verhalten und die Verluste der Stromrichter erfordern. Die Statistik ermöglicht hier Vorausberechnungen von Konfidenzintervallen der zu erwartenden Verluste.

Für die thermische Dimensionierung der Stromrichter sind in erster Linie die Thyristoren und die Kühldosen entscheidend. Andere, die Dimensionierung sogar gravierend bestimmende Daten, wie die maximale Umgebungstemperatur der Anlage, der Einfluß der Rückkühlung usw., werden hier nicht weiter betrachtet, sondern als unbeeinflussbar vorgegeben angenommen. Eingangsgröße der Rechnung sei also ein bestimmter Volumenstrom des Kühlmittels für die gesamte Anlage bei einer festen (maximalen) Zuflußtemperatur. Außerdem wird ein fester Arbeitspunkt der maximalen Beanspruchung des Stromrichters, d. h. der Punkt der maximalen Thyristorverlustleistung (im allgemeinen maximaler Betriebsstrom bei maximaler Netzspannung), der Dimensionierung zugrunde gelegt. Von diesen Werten ausgehend berechnet man die Verteilung der Sperrschichttemperaturen in den Halbleiterbauelementen. Diese Verteilung, die auch Schlußfolgerungen auf die Toleranzgrenzen zuläßt, gestattet dann Aussagen über das Dimensionierungsrisiko, insbesondere in Hinblick auf Fehlerfälle (Kurzschlüsse, Wechselrichterkippen). Ergeben sich hier

noch Reserven, könnten entweder die zulässigen Ströme heraufgesetzt, die Kühlanlage verkleinert oder das gesamte Basic-Design verändert werden (kleinere Reihenschaltungszahl bei höherem Strom).

5.2 Statistisch aufbereitete Daten der eingesetzten Bauelemente

Die folgenden Betrachtungen werden auf Thyristoren des Typs T 2200 N 3600 ... 4200 und auf Kühldosen des Typs AEG 029.076 404 (\emptyset 100 mm) beschränkt, da nur für diese Bauelemente geeignete Daten zur Verfügung stehen.

5.2.1 Daten der Thyristoren

5.2.1.1 Elektrische Eigenschaften

Über die Verteilung der Durchlaßspannung der Thyristoren bei einem Strom von 4 kA liegt eine Tabelle mit den Daten von 180 Exemplaren vor. Der χ^2 -Anpassungstest und die Lilliefors-Modifikation des Kolmogoroff-Anpassungstestes auf eine Normalverteilung wurden auf einem Signifikanzniveau von 1 % abgelehnt [10]. Da die Verteilung offensichtlich linkssteil ist, wurde ein Test auf das Vorliegen einer dreiparametrischen logarithmischen Normalverteilung durchgeführt, der nicht abgelehnt wurde (Bilder 5-1 und 5-2). Die empirischen Parameter wurden mit der Maximum-Likelihood-Methode errechnet [22].

Leider liegt hier keine vollständige Stichprobe vor. Es handelt sich vielmehr um eine abgeschnittene Verteilung, bei der die Anzahl der ausgefallenen Exemplare nicht bekannt ist (bei der Stückprüfung werden u. a. die Thyristoren mit einer Durchlaßspannung über 1,95 V ausgesondert). Zwar gibt es Methoden, die die Berechnung der Verteilungsparameter auch bei abgeschnittenen Verteilungen ermöglichen [49], aber dazu ist eine Information über die ursprüngliche Stückzahl der Stichprobe erforderlich.

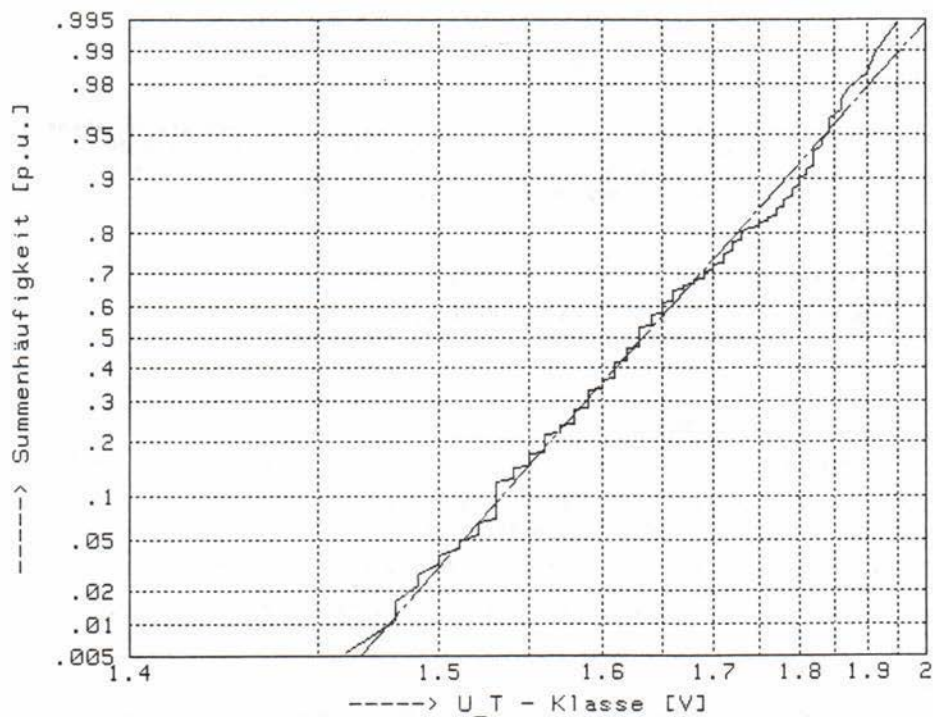
Die Berechnung erfolgte hier so, als ob eine vollständige Stichprobe vorhanden ist. Dies ist bei einer angenommenen kleinen Anzahl ausgefallener Exemplare auch zulässig.

Datenerfassung der elektrischen Eigenschaften von Halbleiterbauelementen
und deren statistische Verarbeitung

Da_Thy - Variante 04 - Kassetten 61/62 - 25. Juni 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)

U_T - Verteilung von 180 Thyristoren:



Bemerkung: Wahrscheinlichkeitsnetz der dreiparametrischen logarithmischen Normalverteilung mit einem Fluchtpunkt von $U_0 = 1.327$ V.

Bild 5-1: Durchlaßspannungsverteilung von Thyristoren des Typs T 2200 N 3600 ... 4400 bei einem Durchlaßstrom von 4000 A

Datenerfassung der elektrischen Eigenschaften von Halbleiterbauelementen
und deren statistische Verarbeitung

Da_Thy - Variante 04 - Kassetten 61/62 - 25. Juni 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)

Statistische Auswertung:

empirischer Fluchtpunkt	der Verteilung	U_0	=	1.327 V
arithmetischer Mittelwert	der Verteilung	μ_{UT}	=	-1.181
empirische Standardabweichung	der Verteilung	σ_{UT}	=	0.309
arithmetischer Mittelwert	von U_T	x_{quer}	=	1.649 V
empirische Standardabweichung	von U_T	s	=	0.100 V
Minimalwert	von U_T	x_{min}	=	1.460 V
Maximalwert	von U_T	x_{max}	=	1.950 V
Spannweite	von U_T	R	=	0.490 V

Der Kolmogoroff-Test auf eine Lognormalverteilung mit den oben geschriebenen empirischen Parametern wurde mit einem Signifikanzniveau von $\alpha \geq 0.20$ nicht abgelehnt. Die Testgröße ist $D_n = 0.050$ und der kritische Wert $K_{n,\alpha}$ ist $K = 0.080$. Der Umfang der Stichprobe ist $n = 180$.

Der χ^2 -Anpassungs-Test auf eine Lognormalverteilung mit den oben geschriebenen empirischen Parametern wurde mit einem Signifikanzniveau von $\alpha \geq 0.025$ nicht abgelehnt.

Die Testgröße ist $t = 12.72$ und der kritische Wert $\chi^2_{m,\alpha}$ ist $\chi^2 = 14.45$. Die Anzahl der Klassen ist $n_{\text{klasse}} = 9$. Die Anzahl der Freiheitsgrade ist damit $m = 6$.

Konfidenzgrenzen der Verteilung:

statistische Sicherheit		e	=	0.990
eins. obere Konfidenzgrenze des Erwartungswertes		x_{erw_o}	=	1.666 V
eins. obere Konfidenzgrenze der Standardabweichung		x_{str_o}	=	0.125 V
eins. obere Konfidenzgrenze der Verteilungsparameter		U_{schl_o}	=	1.364 V
eins. obere Konfidenzgrenze der Verteilungsparameter		μ_{schl_o}	=	-1.127
eins. obere Konfidenzgrenze der Verteilungsparameter		σ_{schl_o}	=	0.352

Bild 5-2: Statistische Auswertung der Durchlaßspannungsverteilung von Thyristoren des Typs T 2200 N 3600 ... 4400 bei 4000 A Durchlaßstrom

Auch für die Randverteilungen der Sperrverzugsladung Q_{rr} wird eine logarithmische Normalverteilung nicht abgelehnt (Bilder 5-3 und 5-4).

Bild 5-5 zeigt das U_T - Q_{rr} -Spektrum der 180 Thyristoren. Man sieht den eindeutigen korrelativen Zusammenhang zwischen diesen Werten. In das Spektrum wurde noch eine empirische Regressionsfunktion der Art

$$Q_{rr} = \frac{a}{b + U_T} \quad (5-1)$$

eingezeichnet. Man sieht aber, daß die Residuen (Differenzen zwischen Meßwerten und Regressionsfunktion) bei größeren Q_{rr} -Werten nicht mehr symmetrisch zur Regressionsfunktion liegen. Ein aufwendigerer Ansatz als Gl. (5-1) könnte hier Abhilfe schaffen.

5.2.1.2 Thermische Eigenschaften

Die thermischen Eigenschaften der Thyristoren wurden bereits in den Abschnitten 3.1.3 und 3.1.4 ausführlich behandelt. Das Bild 3-5 zeigt gemessene und Bild 3-10 die festgelegten statistischen Parameter der stationären thermischen Widerstände der Anoden- und der Kathodenseite der Halbleiterbauelemente.

5.2.1.3 Korrelation zwischen thermischen und elektrischen Eigenschaften

Bei 32 Thyristoren sind sowohl die elektrischen als auch die thermischen Parameter bekannt (Bild 5-6). Wie ersichtlich und auch wie zu erwarten, ergibt sich kein signifikanter korrelativer Zusammenhang zwischen diesen Werten.

5.2.2 Daten der Kühldosen

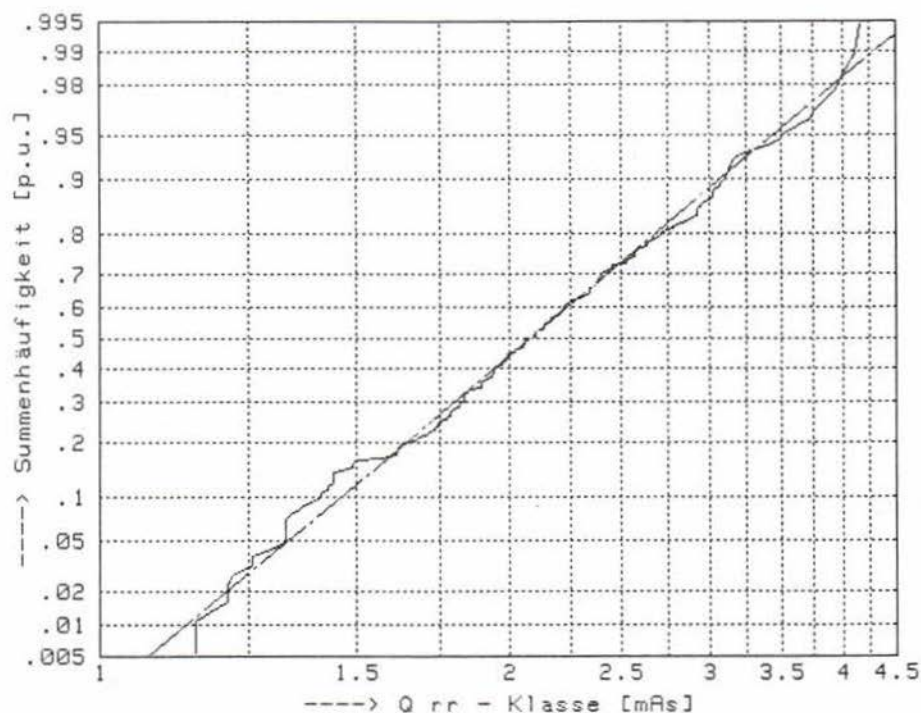
In Abschnitt 3.2.5 sind die thermodynamischen Eigenschaften der Kühldosen, bereits statistisch aufbereitet, niedergelegt. Allerdings entsprechen die Meßbedingungen in einer Hinsicht nicht dem realistischen Einsatz in Anlagen. Bei den Labormessungen wurde der Einfluß des unterschiedlichen Druckabfalls

Datenerfassung der elektrischen Eigenschaften von Halbleiterbauelementen
und deren statistische Verarbeitung

Da_Thy - Variante 04 - Kassetten 61/62 - 25. Juni 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)

Q_rr - Verteilung von 180 Thyristoren:



Bemerkung: Wahrscheinlichkeitsnetz der dreiparametrischen logarithmischen Normalverteilung mit einem Fluchtpunkt von $Q_0 = 0.424$ mAs.

Bild 5-3: Verteilung der Sperrverzugsladung von Thyristoren des Typs T 2200 N 3600 ... 4400 bei einer Stromabfallgeschwindigkeit von $3 \text{ A}/\mu\text{s}$ und einem vorhergehenden Durchlaßstrom von 3600 A

Datenerfassung der elektrischen Eigenschaften von Halbleiterbauelementen
und deren statistische Verarbeitung

Da_Thy - Variante 04 - Kassetten 61/62 - 25. Juni 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)

Statistische Auswertung:

empirischer Fluchtpunkt	der Verteilung	Q_0	=	0.424 mAs
arithmetischer Mittelwert	der Verteilung	μ_{qrr}	=	-6.401
empirische Standardabweichung	der Verteilung	σ_{qrr}	=	0.366
arithmetischer Mittelwert	von Q_{rr}	x_{quer}	=	2.197 mAs
empirische Standardabweichung	von Q_{rr}	s	=	0.654 mAs
Minimalwert	von Q_{rr}	x_{min}	=	1.150 mAs
Maximalwert	von Q_{rr}	x_{max}	=	4.170 mAs
Spannweite	von Q_{rr}	R	=	3.020 mAs

Der Kolmogoroff-Test auf eine Lognormalverteilung mit den oben geschriebenen empirischen Parametern wurde mit einem Signifikanzniveau von $\alpha \geq 0.20$ nicht abgelehnt. Die Testgröße ist $D_n = 0.049$ und der kritische Wert $K_{n,\alpha}$ ist $K = 0.080$. Der Umfang der Stichprobe ist $n = 100$.

Der χ^2 -Anpassungs-Test auf eine Lognormalverteilung mit den oben geschriebenen empirischen Parametern wurde mit einem Signifikanzniveau von $\alpha \geq 0.100$ nicht abgelehnt.

Die Testgröße ist $t = 6.57$ und der kritische Wert $\chi^2_{m,\alpha}$ ist $\chi^2 = 12.02$. Die Anzahl der Klassen ist $n_{klasse} = 10$. Die Anzahl der Freiheitsgrade ist damit $m = 7$.

Konfidenzgrenzen der Verteilung:

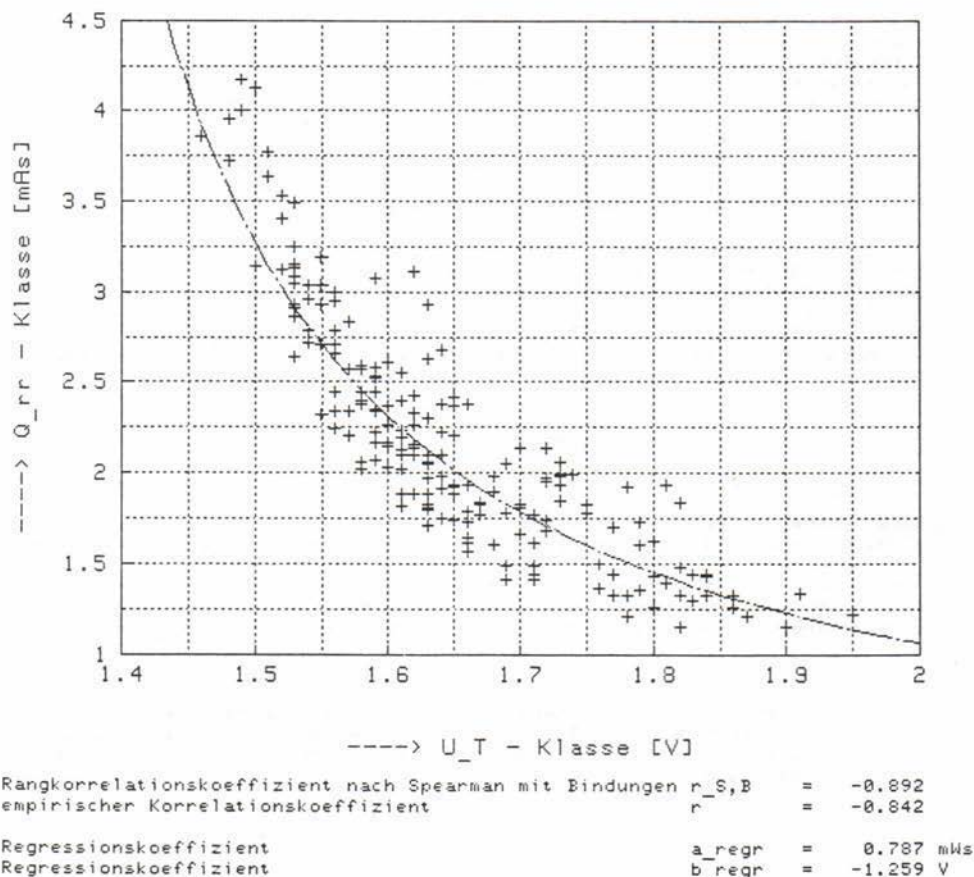
statistische Sicherheit		e	=	0.990
eins. obere Konfidenzgrenze des Erwartungswertes		x_{erw_o}	=	2.311 mAs
eins. obere Konfidenzgrenze der Standardabweichung		x_{str_o}	=	0.841 mAs
eins. obere Konfidenzgrenze der Verteilungsparameter		U_{schl_o}	=	0.670 mAs
eins. obere Konfidenzgrenze der Verteilungsparameter		μ_{schl_o}	=	-6.337
eins. obere Konfidenzgrenze der Verteilungsparameter		σ_{schl_o}	=	0.417

Bild 5-4: Statistische Auswertung der Sperrverzugs-ladungsverteilung von Thyristoren des Typs T 2200 N 3600 ... 4400 bei einer Stromabfallgeschwindigkeit von 3 A/ μ s und einem vorhergehenden Durchlaßstrom von 3600 A

Datenerfassung der elektrischen Eigenschaften von Halbleiterbauelementen
und deren statistische Verarbeitung

Da_Thy - Variante 04 - Kassetten 61/62 - 25. Juni 1984 - Sz

Bauelement: Thyristor T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken)

U_T - Q_{rr} - Spektrum von 180 Thyristoren:

Bemerkung: In die Graphik ist eine empirische Regressionsfunktion der Art $Q_{rr} = a_{regr}/(b_{regr}+U_t)$ eingezeichnet. Die Koeffizienten wurden nach der Methode der kleinsten Quadrate errechnet.

Bild 5-5: U_T - Q_{rr} - Spektrum von Thyristoren des Typs T 2200 N 3600 ... 4400

eleminiert, indem der Kühlmitteldurchsatz über ein Regelventil und einen Durchflußmesser auf einen bestimmten Volumenstrom eingestellt wurde. In Anlagen werden die Kühldosen aber parallel betrieben, so daß durch die Kühldosen mit größerem Druckabfall ein kleinerer Kühlmittelstrom fließt. Nun könnte man diesen Einfluß mit dem in Abschnitt 5.3 beschriebenen Rechenverfahren ebenfalls durch Simulation des sich zufällig einstellenden Volumenstromes berücksichtigen. Die dabei auftretenden Schwierigkeiten der korrelativen Zusammenhänge der beiden Seiten der Kühldosen können aber durch eine Umrechnung der Daten auf konstanten Druckabfall (bei zufällig schwankendem Volumenstrom) umgangen werden. Als Druckabfall wird das in Abschnitt 3.2.5.2 abgeleitete gewichtete harmonische Mittel verwendet.

Für die thermischen Widerstände wurden einfache empirische Beziehungen der Art

$$R_{XX} \Big|_{\Delta p = \text{const.}} = \left(a + b \frac{\dot{V}_N}{\dot{V}} \right) \cdot R_{XX} \Big|_{\dot{V} = \text{const.}} \quad (5-2)$$

aus den Meßwerten der Kühldose Nr. 2 abgeleitet. Bei den relativ kleinen Schwankungen um den Nennarbeitspunkt \dot{V}_N ist dies mit ausreichender Genauigkeit zulässig. Die Bilder 5-7 bis 5-9 zeigen die jetzt erzielten Ergebnisse.

Der Einfluß des ebenfalls zufällig schwankenden Druckabfalles der mit den Kühldosen nach Bild 2-7 in Reihe geschalteten wassergekühlten Beschaltungswiderständen wurde bei diesen Betrachtungen nicht berücksichtigt, da darüber keine Daten vorliegen. Da der Druckabfall in den Widerständen aber relativ klein ist (ca. 0,2 bar bei $\dot{V} = 150$ l/h), sind die sich ergebenden Ungenauigkeiten nicht allzu groß.

Abschließend noch ein paar Hinweise zu den auf Bild 5-9 errechneten einseitigen Konfidenzgrenzen. Leider liegen nur auswertbare Daten von 9 Kühldosen vor, so daß die errechneten Konfidenzgrenzen recht grob sind. Diese Ungenauigkeiten werden sich bis hin in das Ergebnis der zu errechnenden Sperrschichttemperaturverteilung bemerkbar machen. Diese Schwierigkeiten lassen sich umgehen, indem man bei der Simulation der Kühldoseneigenschaften

Thermodynamische Eigenschaften von Kühlzellen

Stt_KD - Variante 04 - Kassetten 61/62 - 09. Juli 1984 - Sz

Kühlzelle: REG-Kühlzelle 029.076 404 für 75- und 100-ma-Thyristoren
 Halbleiterbauelement: T 2200 N 3600 ... 4400 (Modell: J-C) (REG-Telefunken)
 Betriebsbedingungen: Parallel-Betrieb der Kühlkreisläufe mit $\Delta p = x_{\text{harm N}}$
 $\Delta p = .997 \text{ bar}$ $Q_{\text{punkt}} = 2000 \text{ W}$ $\theta_A = 20 \text{ }^\circ\text{C}$
 Kühlmittel: Wasser Seite 1 --> Seite 2 Meßstelle: case
 Aufbau: Kathode (==> Seite 1 | Anode (==> Seite 2

Daten der thermodynamischen Eigenschaften von 9 Kühlzellen:

1	Nr.	R_11_CA [mK/W]	R_12_CA [mK/W]	R_21_CA [mK/W]	R_22_CA [mK/W]	R_th_JA [mK/W]	V_punkt [l/h]
1	2	18.74	1.63	5.67	15.78	17.49	151.5
2	3	18.55	1.64	5.91	15.77	17.47	150.6
3	5	18.71	1.63	5.67	15.54	17.41	151.5
4	6	18.83	1.64	5.91	15.24	17.20	150.6
5	7	18.77	1.67	6.01	15.52	17.46	148.0
6	8	18.14	1.64	5.91	15.75	17.38	150.6
7	9	18.31	1.62	5.94	15.65	17.36	152.3
8	10	17.71	1.65	5.94	15.37	17.19	149.7
9	13	18.78	1.70	6.12	15.51	17.58	145.3

Spektren der thermischen Widerstände von 9 Kühlzellen:

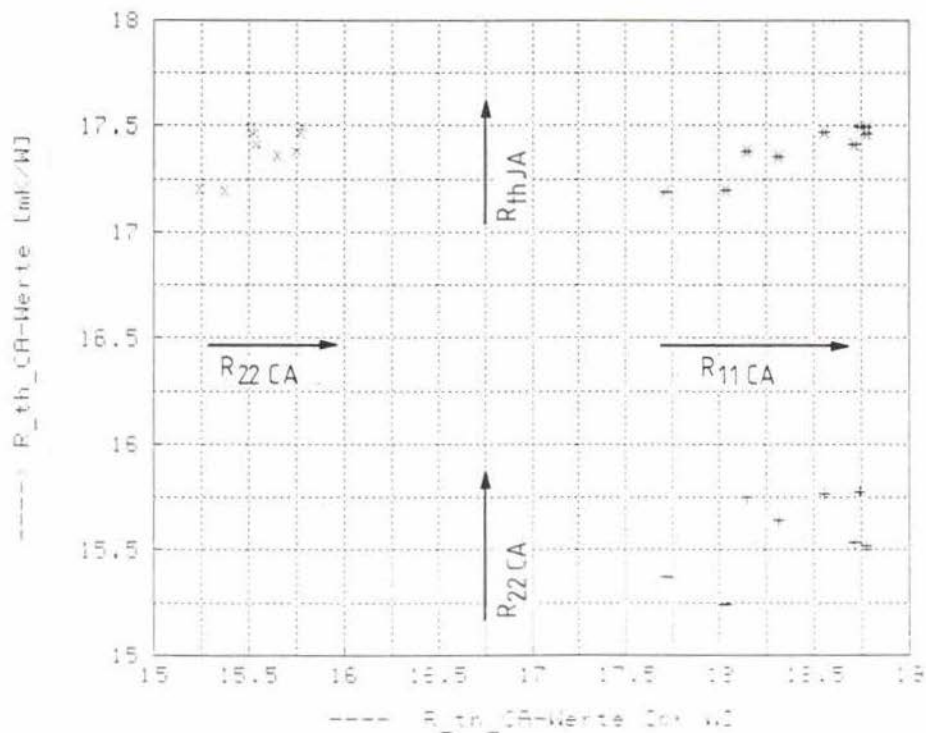


Bild 5-7: Daten und Spektren der Wärmeüberstände der Kühlzellen nach erfolgiger Umrechnung auf einen Betrieb mit konstanter Druckschraff

Thermodynamische Eigenschaften von Kühldosen

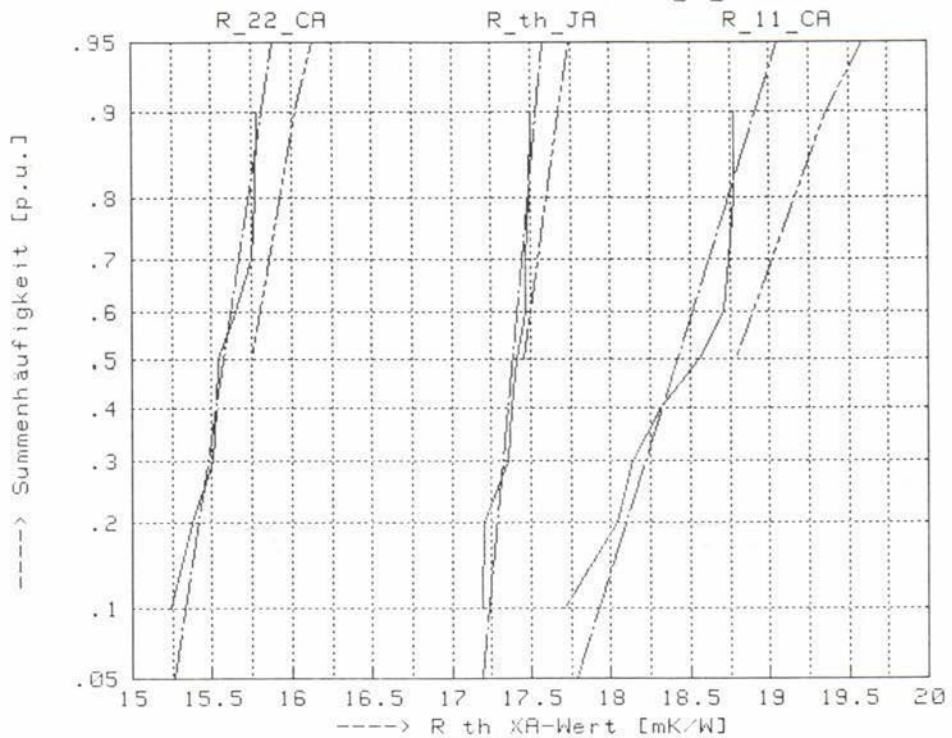
Stt_KD - Variante 04 - Kassetten 61/62 - 09. Juli 1984 - Sz

Kühldose: AEG-Kühldose 029.076 404 für 75- und 100-mm-Thyristoren
 Halbleiterbauelement: T 2200 N 3600 ... 4400 [Modell: J-C] (AEG-Telefunken)
 Betriebsbedingungen: Parallel-Betrieb der Kühlkreisläufe mit $\Delta p = x_{\text{harm}_N}$
 $\Delta p = .997 \text{ bar}$ $Q_{\text{punkt}} = 2000 \text{ W}$ $\vartheta_A = 20 \text{ }^\circ\text{C}$
 Kühlmittel: Wasser Seite 1 --> Seite 2 Meßstelle: case
 Aufbau: Kathode <==> Seite 1 | Anode <==> Seite 2

R_11_CA-, R_22_CA- und R_th_JA-Verteilung von 9 Kühldosen bzw. Säulen:

Die Berechnung der R_th_JA-Werte erfolgte bei als konstant angenommenen thermischen Widerständen der Thyristoren:

thermischer Widerstand auf Seite 1 (Kathode) $R_{\text{th_JC}(1)} = 16.360 \text{ mK/W}$
 thermischer Widerstand auf Seite 2 (Anode) $R_{\text{th_JC}(2)} = 12.180 \text{ mK/W}$



Bewertung: Wahrscheinlichkeitsnetz der Normalverteilung

Zu der empirischen und der theoretischen Verteilung sind noch die einseitigen oberen Toleranzgrenzen mit einer statistischen Sicherheit von $\beta = 0.95$ eingezeichnet. Voraussetzung zur Berechnung ist das Vorliegen einer normalverteilten Grundgesamtheit.

Bild 5-8: Verteilung der thermischen Widerstände der Kühldosen nach erfolgter Umrechnung auf einen Betrieb mit konstantem Druckabfall

Thermodynamische Eigenschaften von KÜHLDosen

Stt_KD - Variante 04 - Kassetten 61/62 - 09. Juli 1984 - Sz

Kühldose: AEG-Kühldose 029.076 404 für 75- und 100-mm-Thyristoren
 Halbleiterbauelement: T 2200 N 3600 ... 4400 [Modell]: J-C] (AEG-Telefunken)
 Betriebsbedingungen: Parallel-Betrieb der Kühlkreisläufe mit $\Delta p = x_{\text{harm N}}$
 $\Delta p = .997 \text{ bar}$ $Q_{\text{punkt}} = 2000 \text{ W}$ $\phi_A = 20 \text{ }^\circ\text{C}$
 Kühlmittel: Wasser Seite 1 --> Seite 2 Meßstelle: case
 Aufbau: Kathode <==> Seite 1 | Anode <==> Seite 2

Statistische Auswertung:

arithmetischer Mittelwert	von R_th_JA	x_quer	=	17.386 mK/W
empirische Standardabweichung	von R_th_JA	s	=	0.117 mK/W
Minimalwert	von R_th_JA	x_min	=	17.194 mK/W
Maximalwert	von R_th_JA	x_max	=	17.499 mK/W
Spannweite	von R_th_JA	R	=	0.305 mK/W

Der Kolmogoroff-Test auf eine Normalverteilung mit den oben geschriebenen empirischen Parametern wurde mit einem Signifikanzniveau von $\alpha \geq 0.20$ nicht abgelehnt. Die Testgröße ist $D_n = 0.194$ und der kritische Wert nach Lilliefors $K_{n,\alpha}$ ist $K = 0.223$. Der Umfang der Stichprobe ist $n = 9$.

arithmetischer Mittelwert	von R_11_CA	x_quer	=	18.418 mK/W
empirische Standardabweichung	von R_11_CA	s	=	0.386 mK/W
Minimalwert	von R_11_CA	x_min	=	17.713 mK/W
Maximalwert	von R_11_CA	x_max	=	18.775 mK/W
Spannweite	von R_11_CA	R	=	1.062 mK/W

Der Kolmogoroff-Test auf eine Normalverteilung mit den oben geschriebenen empirischen Parametern wurde mit einem Signifikanzniveau von $\alpha \geq 0.20$ nicht abgelehnt. Die Testgröße ist $D_n = 0.221$ und der kritische Wert nach Lilliefors $K_{n,\alpha}$ ist $K = 0.223$. Der Umfang der Stichprobe ist $n = 9$.

arithmetischer Mittelwert	von R_22_CA	x_quer	=	15.572 mK/W
empirische Standardabweichung	von R_22_CA	s	=	0.186 mK/W
Minimalwert	von R_22_CA	x_min	=	15.243 mK/W
Maximalwert	von R_22_CA	x_max	=	15.780 mK/W
Spannweite	von R_22_CA	R	=	0.537 mK/W

Der Kolmogoroff-Test auf eine Normalverteilung mit den oben geschriebenen empirischen Parametern wurde mit einem Signifikanzniveau von $\alpha \geq 0.20$ nicht abgelehnt. Die Testgröße ist $D_n = 0.168$ und der kritische Wert nach Lilliefors $K_{n,\alpha}$ ist $K = 0.223$. Der Umfang der Stichprobe ist $n = 9$.

Einseitige Konfidenzgrenzen bei normalverteilter Grundgesamtheit:

statistische Sicherheit		e	=	0.900
Konf.-Gr. des Erwartungswertes	von R_th_JA	μ_o	=	17.441 mK/W
Konf.-Gr. der Standardabweichung	von R_th_JA	ϵ_o	=	0.177 mK/W
Konf.-Gr. der Standardabweichung	von R_th_JA	ϵ_u	=	0.090 mK/W
Konf.-Gr. des Erwartungswertes	von R_11_CA	μ_o	=	18.598 mK/W
Konf.-Gr. der Standardabweichung	von R_11_CA	ϵ_o	=	0.585 mK/W
Konf.-Gr. der Standardabweichung	von R_11_CA	ϵ_u	=	0.299 mK/W
Konf.-Gr. des Erwartungswertes	von R_22_CA	μ_o	=	15.658 mK/W
Konf.-Gr. der Standardabweichung	von R_22_CA	ϵ_o	=	0.282 mK/W
Konf.-Gr. der Standardabweichung	von R_22_CA	ϵ_u	=	0.144 mK/W

Bild 5-9: Statistische Auswertung der Verteilung der thermischen Widerstände der Kühldosen nach erfolgter Umrechnung auf einen Betrieb mit konstantem Druckabfall

an den Konfidenzgrenzen entlang rechnet. D. h., ist der simulierte Wert der $N(0,1)$ -Verteilung größer als Null, wird mit μ_o und σ_o , ist er kleiner als Null, wird mit μ_u und σ_u bewertet. Damit liegt man auf der sicheren Seite [48], und wie sich später zeigen wird, ist die dadurch bedingte berechnete Temperaturerhöhung nur etwa 0,2 bis 0,3 K.

5.3 Monte-Carlo-Simulation

Zur Berechnung der interessierenden Temperatur-Verteilung wird die Monte-Carlo-Simulation verwendet [50-55]. Prinzipiell bestehen bei der Simulation zwei Möglichkeiten. Einmal kann man die Simulation mit den vorher ausgemessenen Realisierungen aus der Grundgesamtheit vornehmen und diese zufällig auswählen. Die andere Möglichkeit besteht darin, die berechneten theoretischen Verteilungen zu simulieren. Beide Methoden haben Vor- und Nachteile. Der Theorie besser gerecht wird eine Simulation der theoretischen Verteilungen, hier können auch Zwischenwerte und sogar Werte außerhalb der ausgemessenen Realisierungen Anwendung finden. Im anderen Fall findet eine exaktere Berücksichtigung der bestehenden Verteilungen statt, da die theoretischen Verteilungen bei großen ausgemessenen Stückzahlen nur selten die praktisch vorhandenen widerspiegeln.

Es hat sich als zweckmäßig erwiesen, die Berechnung der Leistungsverteilung von der Berechnung der Temperaturverteilung zu trennen und separat auszuführen.

5.3.1 Leistungsverteilung

Auf der Basis der in den Bildern 5-1 bis 5-5 angegebenen elektrischen Daten wurde die Verlustleistungsverteilung in den Thyristoren eines Stellers zur Blindleistungskompensation errechnet. Die Verlustleistung in einem Hochspannungsthyristor setzt sich aus der normalen Durchlaßverlustleistung und aus den hier nicht zu vernachlässigenden Ein- und Ausschaltverlusten zusammen. Während die Einschaltverluste mit steigender Durchlaßspannung auch größer werden, sinken die Ausschaltverluste entsprechend dem in Bild 5-5 dargestellten korrelativen

Zusammenhang. Die sich ergebende Verlustleistungsverteilung, die in Bild 5-10 dargestellt ist, lehnt sich weitgehend an die Durchlaßspannungsverteilung von Bild 5-1 an, da die Durchlaßverluste weit überwiegen.

Hier erfolgte eine Berechnung mit den diskreten Werten der Thyristoren. Dafür gab es zwei Gründe neben dem bereits oben erwähnten. Erstens liegt eine relativ große Stichprobe vor, und zweitens kann mit der so durchgeführten Simulation dem korrelativen Zusammenhang zwischen Durchlaßspannung und Sperrverzugsladung am besten entsprochen werden.

Die Bilder 5-10 und 5-11 zeigen die Leistungsverteilung für ein Rechenbeispiel.

Die hier berechneten Parameter der Verteilung werden als Eingangsgrößen für die Simulation der Temperaturverteilung verwendet. Dabei wird die Verteilung auch bei der Simulation abgeschnitten und zwar genau bei dem Wert, der sich als Maximalwert bei der Leistungssimulation ergibt (in Bild 5-11): $P_{Jmax} = 2,935 \text{ kW}$, da bei der Stückprüfung der Thyristoren solche mit einer Durchlaßspannung über $1,95 \text{ V}$ ausgesondert werden (siehe Abschnitt 5.2.1.1). *)

5.3.2 Temperaturverteilung

5.3.2.1 Gleichungssystem der endlich langen Säule

Ein Gleichungssystem für die endlich lange Säule wurde bereits in Abschnitt 3.3.2.1 abgeleitet. Ergebnis war ein tri-diagonales Gleichungssystem zur Berechnung der Kristalltemperaturen in den Thyristoren.

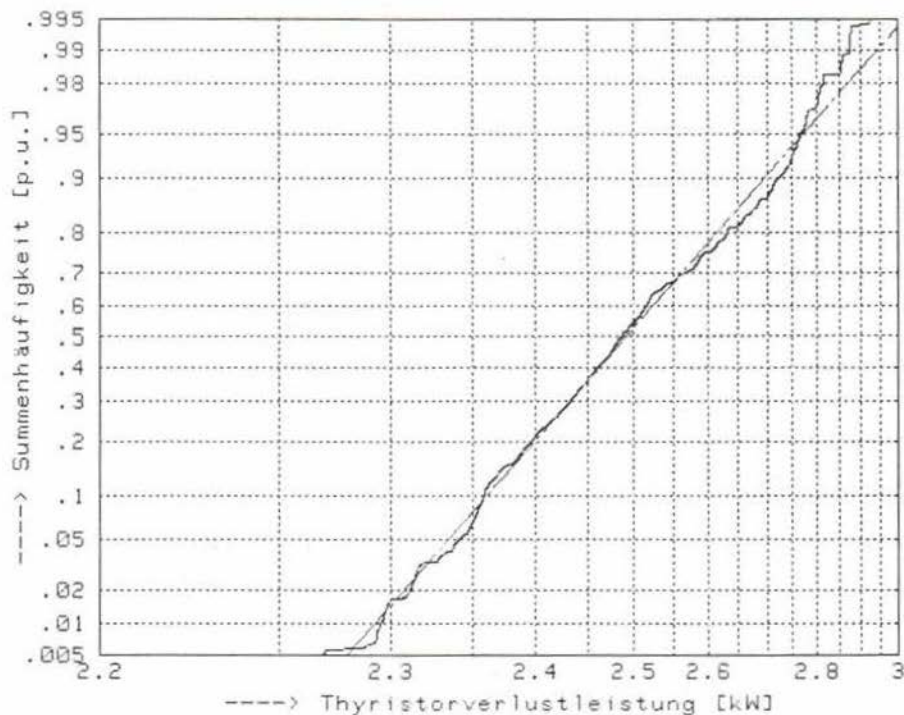
*) Diese Wahl ist nicht frei von einer gewissen Willkür. Es ist nicht auszuschließen, daß es in der Grundgesamtheit nicht noch weitere Thyristoren mit einer Durchlaßspannung von $1,95 \text{ V}$ gibt, die aber eine höhere Sperrverzögerungsladung Q_{rr} aufweisen und damit eine höhere Ausschaltverlustleistung haben, als der eine vorhandene Thyristor mit $U_T = 1,95 \text{ V}$ (vgl. Bild 5-5). So könnte man ein höheres P_{Jmax} festlegen; eine genauere Schätzung ist aber schwierig, der Wert dürfte nicht wesentlich über dem festgelegten liegen.

Berechnung der Leistungsverteilung in Blindstrom-Stellern

Pv_Vt1 - Variante 02 - Kassetten 07/08 - 27. Juni 1984 - Sz

Anlage: +10/-35 - MVAr-Kompensator
 Arbeitspunkt: 5340 V, 3316 A, 50 Hz, $\alpha = 92^\circ$ el., 6 Thyristoren in Reihe
 Thyristoren: T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken AG)

Leistungsverteilung im Steller:



Bemerkung: Wahrscheinlichkeitsnetz der dreiparametrischen logarithmischen Normalverteilung mit einem Fluchtpunkt von $P_0 = 2136.0$ W.

Bild 5-10: Graphische Darstellung der Verlustleistungsverteilung in den Thyristoren eines Stellers (+10/-35 - MVAr-Kompensator)

Berechnung der Leistungsverteilung in Blindstrom-Stellern

Pv_Vt1 - Variante 02 - Kassetten 07/08 - 27. Juni 1984 - Sz

Anlage: +10/-35 - MVAr-Kompensator
 Arbeitspunkt: 5340 V, 3316 A, 50 Hz, $\alpha = 92^\circ$ el., 6 Thyristoren in Reihe
 Thyristoren: T 2200 N 3600 ... 4400 (REG-Telefunken AG)

Statistische Auswertung:

empirischer Fluchtpunkt	der Verteilung P_{θ}	=	2.136 kW
arithmetischer Mittelwert	der Verteilung μ_{PJ}	=	5.872
empirische Standardabweichung	der Verteilung σ_{PJ}	=	0.356
arithmetischer Mittelwert	von P_J	x_{quer}	= 2.514 kW
empirische Standardabweichung	von P_J	s	= 0.135 kW
Minimalwert	von P_J	x_{min}	= 2.260 kW
Maximalwert	von P_J	x_{max}	= 2.935 kW
Spannweite	von P_J	R	= 0.675 kW

Der Kolmogoroff-Test auf eine Lognormalverteilung mit den oben geschriebenen empirischen Parametern wurde mit einem Signifikanzniveau von $\alpha \geq 0.20$ NICHT abgelehnt. Die Testgröße ist $D_n = 0.038$ und der kritische Wert $K_{n,\alpha}$ ist $K = 0.080$. Der Umfang der Stichprobe ist $n = 180$.

Der χ^2 -Anpassungs-Test auf eine Lognormalverteilung mit den oben geschriebenen empirischen Parametern wurde mit einem Signifikanzniveau von $\alpha \geq 0.100$ NICHT abgelehnt.

Die Testgröße ist $t = 6.44$ und der kritische Wert $\chi^2_{m,\alpha}$ ist $\chi^2 = 10.64$. Die Anzahl der Klassen ist $n_{\text{klasse}} = 9$. Die Anzahl der Freiheitsgrade ist damit $m = 6$.

Konfidenzgrenzen der Verteilung:

statistische Sicherheit	e	=	0.990
eins. obere Konf.-Gr. des Erwartungswertes	x_{erw_o}	=	2.538 kW
eins. obere Konf.-Gr. des Standardabweichung	x_{str_o}	=	0.173 kW
eins. obere Konf.-Gr. d. Vert.-Parameter	P_{schl_o}	=	2.187 kW
eins. obere Konf.-Gr. d. Vert.-Parameter	μ_{schl_o}	=	5.934
eins. obere Konf.-Gr. d. Vert.-Parameter	σ_{schl_o}	=	0.405

Bild 5-11: Statistische Auswertung der Verlustleistungsverteilung in den Thyristoren eines Stellern (+10/-35 - MVAr-Kompensator)

5.3.2.2 Gleichungssystem der unendlich langen Säule

Stellt man sich eine unendlich lange Säule aus Thyristoren und Kühdosen mit jeweils unterschiedlichen Daten vor, so erhält man auch ein unendlich langes, tridiagonales Gleichungssystem. Dieses läßt sich nicht lösen und nicht einmal vollständig formulieren. Das Problem kann bewältigt werden, indem der n-te Thyristor über die n-te Kühdose an den 1. Thyristor gekoppelt wird; formal wird die Säule als geschlossener Kreis behandelt.

Dann gelten folgende Gleichungen für den 1. und den n-ten Thyristor

$$\begin{aligned}
 & - \frac{R_{21,n-1}}{N_n} \cdot T_{J,n-1} + \left[\frac{R_{1,n-1} + R_{11,n-1}}{N_n} + \frac{R_{2,1} + R_{22,n}}{N_1} \right] T_{J,n} - \frac{R_{12,n}}{N_1} \cdot T_{J,1} = \\
 & = \frac{R_{1,n-1} + R_{11,n-1} - R_{21,n-1}}{N_n} \cdot T_{A,n-1} + P_{J,n} + \frac{R_{2,1} + R_{22,n} - R_{12,n}}{N_1} \cdot T_{A,n}
 \end{aligned} \tag{5-3}$$

$$\begin{aligned}
 & - \frac{R_{21,n}}{N_1} \cdot T_{J,n} + \left[\frac{R_{1,n} + R_{11,n}}{N_1} + \frac{R_{2,2} + R_{22,1}}{N_2} \right] T_{J,1} - \frac{R_{12,1}}{N_2} \cdot T_{J,2} = \\
 & = \frac{R_{1,n} + R_{11,n} - R_{21,n}}{N_1} \cdot T_{A,n} + P_{J,1} + \frac{R_{2,2} + R_{22,1} - R_{12,1}}{N_2} \cdot T_{A,1},
 \end{aligned} \tag{5-4}$$

hier speziell mit

$$N_1 = (R_{1,n} + R_{11,n}) \cdot (R_{2,1} + R_{22,n}) - R_{12,n} \cdot R_{21,n} \tag{5-5}$$

Zusammen mit den Gleichungen aus Abschnitt 3.3.2.1 ist jetzt ein zyklisch tridiagonales, lineares Gleichungssystem entstanden, das sich ähnlich wie tridiagonale Gleichungssysteme sehr produktiv lösen läßt [24].

5.3.2.3 Simulation und Auswertung

Die im Abschnitt 5.2 berechneten theoretischen Verteilungen werden, wie z. B. in [51] und [52] beschrieben, auf dem Rechner simuliert. Mit den sich dann ergebenden Werten für die Parameter der Thyristoren und Kühldosen wird dann das entsprechende Gleichungssystem gelöst.

Die Anwendung varianzreduzierender Methoden [55] ist hier nur schwer möglich. Die Verwendung antithetischer Zufallsgrößen kommt nicht in Frage, weil nicht nur der Erwartungswert der Sperrschichttemperaturen, sondern insbesondere die Verteilung derselben interessiert.

Antithetische Zufallsgrößen setzen die Streuungen herab, rufen hier eine Verfälschung des Ergebnisses hervor. Auch die Anwendung der parallelen Doppelsimulation stößt auf Schwierigkeiten, wenn der Einfluß der Säulenlänge auf die Temperaturverteilungen untersucht werden soll. Zwar lassen sich dieselben Zufallszahlen für die einzelnen Variablen ohne Schwierigkeiten wieder erzeugen, aber sie treffen nicht "aneinander", so daß sich gegenüber der konsekutiven Doppelsimulation keine Varianzreduktion ergibt.

Mit der Lösung der Gleichungssysteme erhält man eine große Zahl von berechneten Sperrschichttemperaturen. Diese werden sortiert, und es werden einseitige Toleranzintervalle der Verteilung errechnet. Da keine Normalverteilung vorliegt, mußte mit nichtparametrischen Toleranzintervallen gerechnet werden [23]. Es wird das größte m bestimmt, welches die Ungleichung

$$(4 \cdot n - 2 \cdot m + 2) \cdot \frac{1-p}{1+p} > \chi_{2m; 1-\alpha}^2 \quad (5-6)$$

gerade noch erfüllt.

Die Quantile der χ^2 -Verteilung wurde mit den in [56] wiedergegebenen Unterprogrammen berechnet. Das gesuchte einseitige obere Toleranzintervall ist dann gerade

$$[-\infty ; \chi_{(n-m+1)}] \quad (5-7)$$

5.4 Ergebnisse an Hand eines Beispiels

Die Bilder 5-12 bis 5-18 zeigen die Ergebnisse der Simulation des Rechenbeispiels. Dabei sind die Ventile bei jeder Simulation unterschiedlich gestaltet, um den Einfluß des Aufbaus auf die Temperaturverteilung zu zeigen.

Bild 5-12 zeigt die Ausgangsdaten der Simulation. In Bild 5-13 ist der Einfluß der Säulenlänge auf die Temperaturverteilung dargestellt, und Bild 5-14 zeigt die Temperaturverteilung in einem Ventil mit 7 Thyristorplätzen und nur 6 eingesetzten Thyristoren. Der freie Thyristorplatz ist mit einem Dummy aus Aluminium besetzt. Interessant ist besonders der Einfluß der Lage des Dummys. Die Anordnung des Dummys in der Mitte (Platz $p = 4$) der Säule verursacht eine Senkung der Sperrschichttemperaturen gegenüber einem Platz am Rande ($p = 1$) um etwa 0,8 K.

Die Bilder 5-15 und 5-16 zeigen den Einfluß der Rechnung an den Konfidenzgrenzen der Kühldosenparameter gegenüber einer Rechnung mit den direkt ermittelten Werten für den Erwartungswert und die Standardabweichung in den Bildern 5-12 und 5-13. Die Bilder 5-17 und 5-18 zeigen einen Ausschnitt aus den für diese Fälle mit Gl. (5-6) ermittelten Toleranzintervallen. Man sieht, daß die "sichere" Rechnung an den Konfidenzgrenzen der Kühldosenparameter keine größere Temperaturdifferenzen als 0,3 K hervorrufen.

Die berechneten Verteilungen sind an den Grenzen recht "unruhig". Dies ist auf die, auch der Simulation zugrundeliegenden Zufälligkeiten zurückzuführen und ist prinzipbedingt. Diese Zufälligkeiten werden durch die Berechnung der Toleranzintervalle nach den Gl. (5-6) und (5-7) "herausgerechnet".

Die herkömmliche Dimensionierung hätte Sperrschichttemperaturen von

$$\begin{aligned} \vartheta_J &= R_{thJA} \cdot P_{Jmax} + \vartheta_A \\ &= 17,55 \frac{mK}{W} \cdot 2,935 \text{ kW} + 50 \text{ °C} = 101,5 \text{ °C} \end{aligned}$$

für die Dimensionierung mit $P_{J\max}$ und von

$$\begin{aligned}\vartheta_J &= R_{thJA} \cdot P_{J90\%} + \vartheta_A \\ &= 17,55 \frac{mK}{W} \cdot 2,831 \text{ kW} + 50 \text{ }^\circ\text{C} = 99,7 \text{ }^\circ\text{C}\end{aligned}$$

für die Dimensionierung mit dem 90-%-Wert der Durchlaßspannung erbracht. Die Zahlenwerte dazu stammen aus Bild 3-38. Dazu ist noch zu bemerken, daß der Wert R_{thJA} der unendlich langen Säule auf der Basis des 80-%-Toleranzintervalls der Kühl-dose errechnet wurde.

5.5 Anwendung des Verfahrens

Die Anwendungsmöglichkeiten dieses Verfahrens sind nicht auf Hochspannungsstromrichter beschränkt. Vorteile sind vor allem für Fälle abhängiger Kühlung zu erwarten, d. h., wenn sich mehrere Bauelemente in ihrer Erwärmung gegenseitig beeinflussen. Dies ist zum Beispiel bei der Montage mehrerer Halbleiterbauelemente auf einem Kühlkörper der Fall. Auch tritt dieser Effekt bei der Siedekühlung, hier allerdings nur beschränkt, auf. Ein weiterer Anwendungsfall ist bei Luftkühlung gegeben, wenn mehrere Wärmequellen seriell angeordnet sind.

Hauptschwierigkeit bei der Anwendung dürfte die Beschaffung ausreichend gesicherter Daten sein. Insbesondere Messungen an Kühleinrichtungen sind relativ aufwendig, da dort große Zeitkonstanten auftreten. Angaben über die Verteilung von Durchlaßverlusten und thermischen Widerständen müßten von den Halbleiterherstellern geliefert werden.

Sperrschicht-Temperaturverteilung in Säulen aus Thyristoren und Kühllosen

thJ_Vt - Kassetten 63/64 - Variante 03 - 07. Dezember 1984 - Sz

Anlage: +10/-35-MVAr-Kompensator (anschnittgesteuerte Drosseln)
 Arbeitspunkt: 5340 V, 3316 A, 50 Hz, $\alpha = 92.0\%$, 6 Thyr. in Reihe
 Thyristor: T 2200 N 3600 ... 4400 [Modell: J-C] (REG-Telefunken)
 Kühllose: REG-Kühllose 029.076 404 für 75- und 100-mm-Thyristoren

Anlage: +10/-35-MVAr-Kompensator (anschnittgesteuerte Drosseln)
 5340 V, 3316 A, 50 Hz, $\alpha = 92.0\%$, 6 Thyr. in Reihe

Leistungsverteilung:	logarithmische Normalverteilung	
Grundlage der Verteilungsparameter	n_{PJ}	= 180 Thyristoren
Fluchtpunkt der Verteilung	P_{J_0}	= 2.136 kW
Verteilungsparameter	μ_{PJ}	= 5.872
Verteilungsparameter	σ_{PJ}	= 0.356
festgelegter Maximalwert der Leistung	$P_{J_{max}}$	= 2.935 kW
Erwartungswert	$E(P_J)$	= 2.514 kW
Standardabweichung	$SQR(D^2(P_J)) = S(P_J)$	= 0.139 kW
Kühlmittelzulauftemperatur	ϑ_A	= 50.0 °C
Näher. für den Erwartungsw. des Junction- ϑ	$E(\vartheta_J)$	= 92.1 °C

Thyristoren: T 2200 N 3600 ... 4400 [Modell: J-C] (REG-Telefunken)

Verteilung der thermischen Widerstände:	Normalverteilung	
Grundlage der Verteilungsparameter	n_{TH}	= 112 Thyristoren
Erwartungswert der Anodenseite	$\mu_{TH_JC(A)}$	= 11.369 mK/W
Standardabweichung der Anodenseite	$\sigma_{TH_JC(A)}$	= 0.435 mK/W
Erwartungswert der Kathodenseite	$\mu_{TH_JC(K)}$	= 13.641 mK/W
Standardabweichung der Kathodenseite	$\sigma_{TH_JC(K)}$	= 1.244 mK/W

thermischer Widerstand des Thyristor-Dummys $R_{TH_Dummy} = 23.580$ mK/W

Kühllosen: REG-Kühllose 029.076 404 für 75- und 100-mm-Thyristoren
 Kühlmittelrichtung: Kathoden-Seite ---> Anoden-Seite

Druckabfall der Kühllosen	Δp	= 0.997 bar
durchschnittlicher Volumenstrom	V_{punkt}	= 150 l/h

Verteilung der thermischen Widerstände:	Normalverteilung	
Grundlage der Verteilungsparameter	n_{KD}	= 9 Kühllosen
Erwartungswert	μ_{11_CA}	= 15.572 mK/W
Standardabweichung	σ_{11_CA}	= 0.186 mK/W
thermischer Widerstand (Streuung unbekannt)	R_{12_CA}	= 5.931 mK/W
thermischer Widerstand (Streuung unbekannt)	R_{21_CA}	= 1.647 mK/W
Erwartungswert	μ_{22_CA}	= 18.418 mK/W
Standardabweichung	σ_{22_CA}	= 0.386 mK/W

Simulationen: mit der Monte-Carlo-Methode

Richtwert für die Anzahl der Simulationen $n = 10\ 000$

Bild 5-12: Daten für die Monte-Carlo-Simulationen in den Bildern 5-13, 5-14 und 5-17

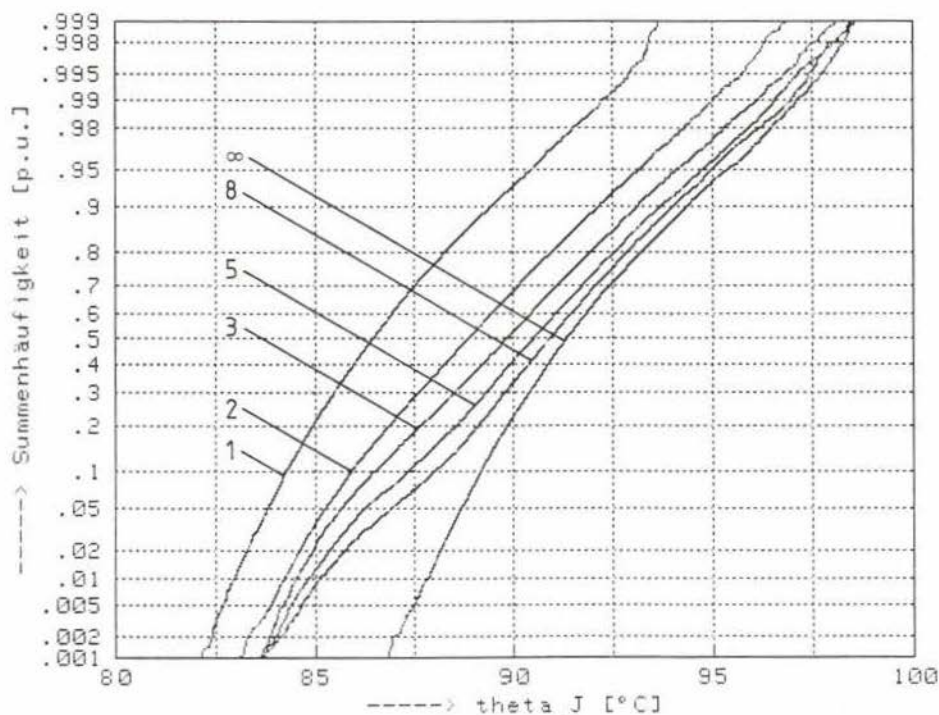
(Rechnung mit den gemessenen Verteilungen der Kühllosenparameter)

Sperrschicht-Temperaturverteilung in Säulen aus Thyristoren und Kühllosen

thJ_Vt - Kassetten 63/64 - Variante 03 - 07. Dezember 1984 - Sz

Anlage: +10/-35-MVAr-Kompensator (anschnittgesteuerte Drosseln)
 Arbeitspunkt: 5340 V, 3316 A, 50 Hz, $\alpha = 92.0^\circ \text{el.}$, 6 Thyr. in Reihe
 Thyristor: T 2200 N 3600 ... 4400 [Modell: J-C] (REG-Telefunken)
 Kühllose: REG-Kühllose 029.076 404 für 75- und 100-mm-Thyristoren

Sperrschicht-Temperaturverteilungen in den Säulen:



Parameter: Anzahl der Thyristoren in der Säule

Bemerkung: Wahrscheinlichkeitsnetz der Normalverteilung

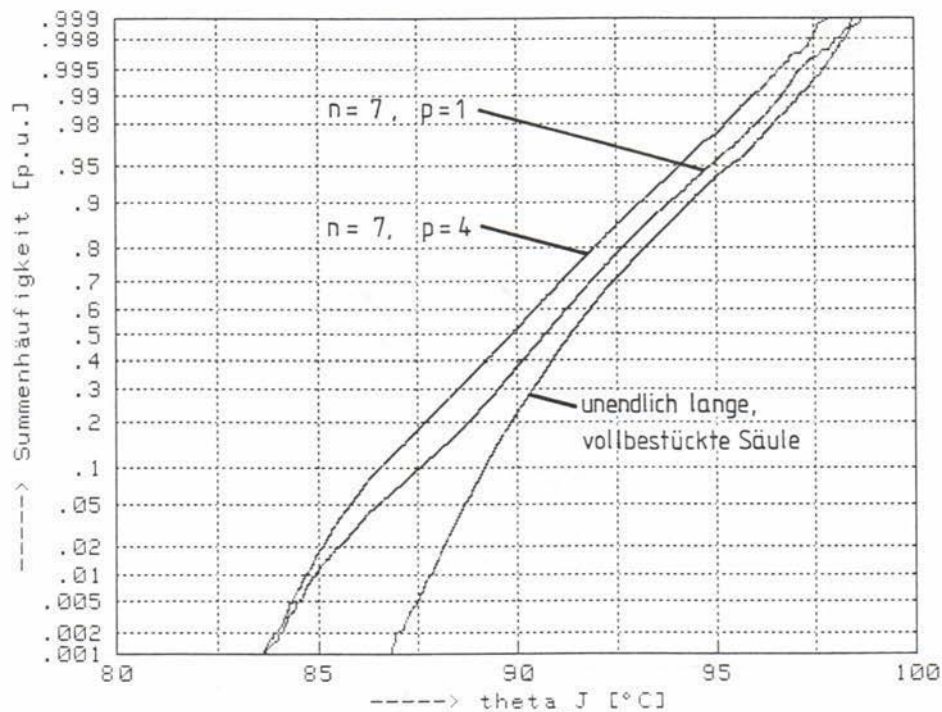
Bild 5-13: Einfluß der Länge der Säule auf die sich einstellende Verteilung der Sperrschicht-Temperaturen in den Thyristoren (vollbestückte Säulen mit den Daten von Bild 5-12)

Sperrschicht-Temperaturverteilung in Säulen aus Thyristoren und Kühldosen

thJ_Vt - Kassetten 63/64 - Variante 03 - 07. Dezember 1984 - Sz

Anlage: +10/-35-MVAr-Kompensator (anschnittgesteuerte Drosseln)
 Arbeitspunkt: 5340 V, 3316 A, 50 Hz, $\alpha = 92.0^\circ \text{el.}$, 6 Thyr. in Reihe
 Thyristor: T 2200 N 3600 ... 4400 [Modell: J-C] (REG-Telefunken)
 Kühldose: REG-Kühldose 029.076 404 für 75- und 100-mm-Thyristoren

Sperrschicht-Temperaturverteilungen in den Säulen:



Parameter: n ... Anzahl der Thyristorplätze in der Säule
 p ... Platz des Dummys in der Säule

Bemerkung: Wahrscheinlichkeitsnetz der Normalverteilung

Bild 5-14: Einfluß der Lage des Dummys in der Säule auf die sich einstellende Verteilung der Sperrschicht-Temperaturen in den Thyristoren (teilbestückte Säulen mit den Daten von Bild 5-12)

Sperrschicht-Temperaturverteilung in Säulen aus Thyristoren und Kühlzellen

thJ_Vt - Kassetten 63/64 - Variante 03 - 07. Dezember 1984 - Sz

Anlage: +10/-35-MVar-Kompensator (anschnittgesteuerte Drosseln)
 Arbeitspunkt: 5340 V, 3316 A, 50 Hz, $\alpha = 92.0\%$, 6 Thyr. in Reihe
 Thyristor: T 2200 N 3600 ... 4400 [Modell: J-C] (REG-Telefunken)
 Kühlzelle: REG-Kühlzelle 029.076 404 für 75- und 100-mm-Thyristoren

Anlage: +10/-35-MVar-Kompensator (anschnittgesteuerte Drosseln)
 5340 V, 3316 A, 50 Hz, $\alpha = 92.0\%$, 6 Thyr. in Reihe

Leistungsverteilung: logarithmische Normalverteilung
 Grundlage der Verteilungsparameter $n_{PJ} = 180$ Thyristoren

Fluchtpunkt der Verteilung $P_{J_0} = 2.136$ kW
 Verteilungsparameter $\mu_{PJ} = 5.872$
 Verteilungsparameter $\sigma_{PJ} = 0.356$
 festgelegter Maximalwert der Leistung $P_{J_{max}} = 2.935$ kW

Erwartungswert $E(P_J) = 2.514$ kW
 Standardabweichung $SQR(D^2(P_J)) = S(P_J) = 0.139$ kW

Kühlmittelzulauftemperatur $\vartheta_A = 50.0$ °C
 Näher. für den Erwartungsw. des Junction- ϑ $E(\vartheta_J) = 92.2$ °C

Thyristoren: T 2200 N 3600 ... 4400 [Modell: J-C] (REG-Telefunken)

Verteilung der thermischen Widerstände: Normalverteilung
 Grundlage der Verteilungsparameter $n_{TH} = 112$ Thyristoren

Erwartungswert der Anodenseite $\mu_{TH_{JC}(A)} = 11.369$ mK/W
 Standardabweichung der Anodenseite $\sigma_{TH_{JC}(A)} = 0.435$ mK/W
 Erwartungswert der Kathodenseite $\mu_{TH_{JC}(K)} = 13.641$ mK/W
 Standardabweichung der Kathodenseite $\sigma_{TH_{JC}(K)} = 1.244$ mK/W

Kühlzellen: REG-Kühlzelle 029.076 404 für 75- und 100-mm-Thyristoren
 Kühlmittelrichtung: Kathoden-Seite ---> Anoden-Seite

Druckabfall der Kühlzellen $\Delta p = 0.997$ bar
 durchschnittlicher Volumenstrom $V_{punkt} = 150$ l/h

Verteilung der thermischen Widerstände: Normalverteilung
 Grundlage der Verteilungsparameter $n_{KD} = 9$ Kühlzellen

obere Konfidenzgrenze des Erwartungswert $\mu_{11_{CA_o}} = 15.658$ mK/W
 untere Konfidenzgrenze der Standardabw. $\sigma_{11_{CA_u}} = 0.282$ mK/W
 obere Konfidenzgrenze der Standardabw. $\sigma_{11_{CA_o}} = 0.144$ mK/W

thermischer Widerstand (Streuung unbekannt) $R_{12_{CA}} = 5.931$ mK/W

thermischer Widerstand (Streuung unbekannt) $R_{21_{CA}} = 1.647$ mK/W

obere Konfidenzgrenze des Erwartungswert $\mu_{22_{CA_o}} = 18.598$ mK/W
 untere Konfidenzgrenze der Standardabw. $\sigma_{22_{CA_u}} = 0.299$ mK/W
 obere Konfidenzgrenze der Standardabw. $\sigma_{22_{CA_o}} = 0.585$ mK/W

Simulationen: mit der Monte-Carlo-Methode

Richtwert für die Anzahl der Simulationen $n = 10\ 000$

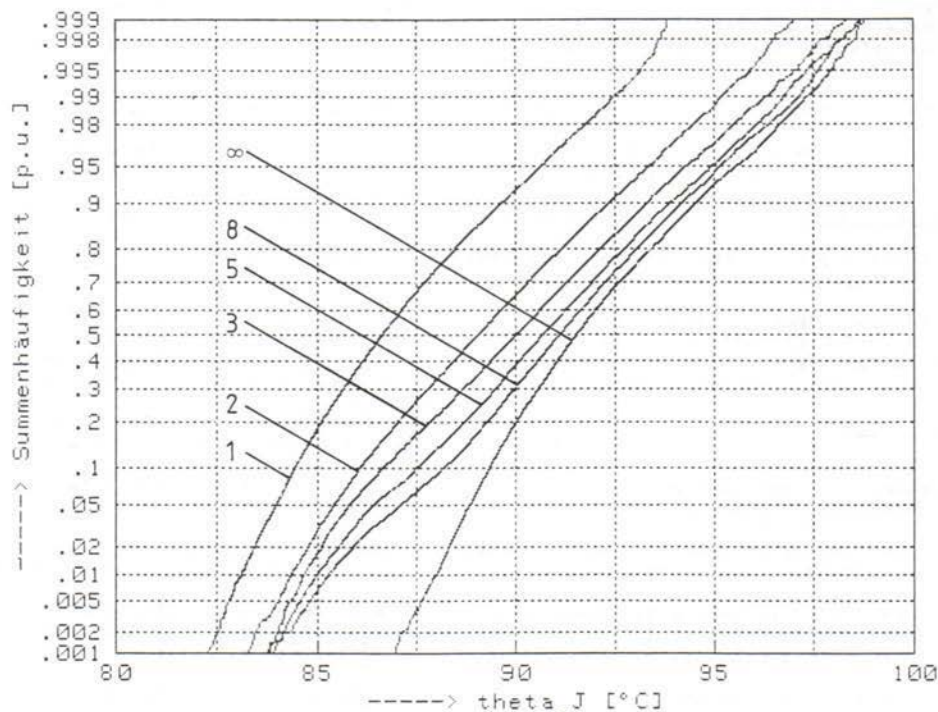
Bild 5-15: Daten für die Monte-Carlo-Simulationen in den Bildern 5-16 und 5-18
 (Rechnung an den Konfidenzgrenzen der gemessenen Verteilungen der
 Kühlzellenparameter)

Sperrschicht-Temperaturverteilung in Säulen aus Thyristoren und Kühllosen

thJ_Vt - Kassetten 63/64 - Variante 03 - 07. Dezember 1984 - Sz

Anlage: +10/-35-MVAR-Kompensator (anschnittgesteuerte Drosseln)
 Arbeitspunkt: 5340 V, 3316 A, 50 Hz, $\alpha = 92.0^\circ$ el., 6 Thyr. in Reihe
 Thyristor: T 2200 N 3600 ... 4400 [Modell: J-C] (REG-Telefunken)
 Kühllose: REG-Kühllose 029.076 404 für 75- und 100-mm-Thyristoren

Sperrschicht-Temperaturverteilungen in den Säulen:



Parameter: Anzahl der Thyristoren in der Säule

Bemerkung: Wahrscheinlichkeitsnetz der Normalverteilung

Bild 5-16: Einfluß der Länge der Säule auf die sich einstellende Verteilung der Sperrschicht-Temperaturen in den Thyristoren (vollbestückte Säulen mit den Daten von Bild 5-15)

Sperrschicht-Temperaturverteilung in Säulen aus Thyristoren und Kühldosen

thJ_Vt - Kassetten 63/64 - Variante 03 - 07. Dezember 1984 - Sz

Anlage: +10/-35-MVAR-Kompensator (anschnittgesteuerte Drosseln)
 Arbeitspunkt: 5340 V, 3316 A, 50 Hz, $\alpha = 92.0^\circ \text{el.}$, 6 Thyr. in Reihe
 Thyristor: T 2200 N 3600 ... 4400 [Modell: J-C] (REG-Telefunken)
 Kühldose: REG-Kühldose 029.076 404 für 75- und 100-mm-Thyristoren

1. Anzahl der Thyristoren je Säule	n_Säule	=	5 Stück
arithmetischer Mittelwert	\bar{x}_{quer}	=	90.543 °C
empirische Standardabweichung	s_ \bar{x}	=	2.493 K
Minimalwert der Temperatur	\bar{x}_{min}	=	82.768 °C
Maximalwert der Temperatur	\bar{x}_{max}	=	99.911 °C
Spannweite der Temperatur	R_ \bar{x}	=	17.143 K

einseitige Toleranzintervalle:

Irrtumswahrscheinlichkeit	α	=	5 %
Toleranzintervall mit p = 99.9 %	\bar{x}_{J_p}	=	98.9 °C
Toleranzintervall mit p = 99.8 %	\bar{x}_{J_p}	=	98.4 °C
Toleranzintervall mit p = 99.5 %	\bar{x}_{J_p}	=	97.4 °C
Toleranzintervall mit p = 99.0 %	\bar{x}_{J_p}	=	96.7 °C
Toleranzintervall mit p = 98.0 %	\bar{x}_{J_p}	=	96.1 °C
Toleranzintervall mit p = 95.0 %	\bar{x}_{J_p}	=	95.0 °C
Toleranzintervall mit p = 90.0 %	\bar{x}_{J_p}	=	94.0 °C
Toleranzintervall mit p = 80.0 %	\bar{x}_{J_p}	=	92.9 °C
Toleranzintervall mit p = 50.0 %	\bar{x}_{J_p}	=	90.6 °C

2. Simulation einer unendlich langen Säule aus Thyristoren und Kühldosen

arithmetischer Mittelwert	\bar{x}_{quer}	=	91.598 °C
empirische Standardabweichung	s_ \bar{x}	=	2.032 K
Minimalwert der Temperatur	\bar{x}_{min}	=	85.952 °C
Maximalwert der Temperatur	\bar{x}_{max}	=	99.591 °C
Spannweite der Temperatur	R_ \bar{x}	=	13.639 K

einseitige Toleranzintervalle:

Irrtumswahrscheinlichkeit	α	=	5 %
Toleranzintervall mit p = 99.9 %	\bar{x}_{J_p}	=	98.9 °C
Toleranzintervall mit p = 99.8 %	\bar{x}_{J_p}	=	98.4 °C
Toleranzintervall mit p = 99.5 %	\bar{x}_{J_p}	=	97.9 °C
Toleranzintervall mit p = 99.0 %	\bar{x}_{J_p}	=	97.3 °C
Toleranzintervall mit p = 98.0 %	\bar{x}_{J_p}	=	96.6 °C
Toleranzintervall mit p = 95.0 %	\bar{x}_{J_p}	=	95.6 °C
Toleranzintervall mit p = 90.0 %	\bar{x}_{J_p}	=	94.6 °C
Toleranzintervall mit p = 80.0 %	\bar{x}_{J_p}	=	93.6 °C
Toleranzintervall mit p = 50.0 %	\bar{x}_{J_p}	=	91.6 °C

Bild 5-17: Statistische Auswertung der Monte-Carlo-Simulation
 (vollbestückte Säule mit den Daten von Bild 5-12)

Sperrschicht-Temperaturverteilung in Säulen aus Thyristoren und Kühldosen

thJ_Vt - Kassetten 63/64 - Variante 03 - 07. Dezember 1984 - Sz

Anlage: +10/-35-MVAr-Kompensator (anschnittgesteuerte Drosseln)
 Arbeitspunkt: 5340 V, 3316 A, 50 Hz, $\alpha = 92.0^\circ \text{el.}$, 6 Thyr. in Reihe
 Thyristor: T 2200 N 3600 ... 4400 [Modell: J-C] (REG-Telefunken)
 Kühldose: REG-Kühldose 029.076 404 für 75- und 100-mm-Thyristoren

1. Anzahl der Thyristoren je Säule	n_Säule	=	5 Stück
arithmetischer Mittelwert	\bar{s}_{quer}	=	90.715 °C
empirische Standardabweichung	s_§	=	2.500 K
Minimalwert der Temperatur	s_{min}	=	82.974 °C
Maximalwert der Temperatur	s_{max}	=	100.273 °C
Spannweite der Temperatur	R_§	=	17.299 K

einseitige Toleranzintervalle:

Irrtumswahrscheinlichkeit	α	=	5 %
Toleranzintervall mit p = 99.9 %	\bar{s}_{J_p}	=	99.2 °C
Toleranzintervall mit p = 99.8 %	\bar{s}_{J_p}	=	98.5 °C
Toleranzintervall mit p = 99.5 %	\bar{s}_{J_p}	=	97.6 °C
Toleranzintervall mit p = 99.0 %	\bar{s}_{J_p}	=	96.9 °C
Toleranzintervall mit p = 98.0 %	\bar{s}_{J_p}	=	96.3 °C
Toleranzintervall mit p = 95.0 %	\bar{s}_{J_p}	=	95.1 °C
Toleranzintervall mit p = 90.0 %	\bar{s}_{J_p}	=	94.2 °C
Toleranzintervall mit p = 80.0 %	\bar{s}_{J_p}	=	93.1 °C
Toleranzintervall mit p = 50.0 %	\bar{s}_{J_p}	=	90.8 °C

2. Simulation einer unendlich langen Säule aus Thyristoren und Kühldosen

arithmetischer Mittelwert	\bar{s}_{quer}	=	91.769 °C
empirische Standardabweichung	s_§	=	2.045 K
Minimalwert der Temperatur	s_{min}	=	86.167 °C
Maximalwert der Temperatur	s_{max}	=	99.736 °C
Spannweite der Temperatur	R_§	=	13.569 K

einseitige Toleranzintervalle:

Irrtumswahrscheinlichkeit	α	=	5 %
Toleranzintervall mit p = 99.9 %	\bar{s}_{J_p}	=	99.2 °C
Toleranzintervall mit p = 99.8 %	\bar{s}_{J_p}	=	98.6 °C
Toleranzintervall mit p = 99.5 %	\bar{s}_{J_p}	=	98.1 °C
Toleranzintervall mit p = 99.0 %	\bar{s}_{J_p}	=	97.6 °C
Toleranzintervall mit p = 98.0 %	\bar{s}_{J_p}	=	96.8 °C
Toleranzintervall mit p = 95.0 %	\bar{s}_{J_p}	=	95.8 °C
Toleranzintervall mit p = 90.0 %	\bar{s}_{J_p}	=	94.8 °C
Toleranzintervall mit p = 80.0 %	\bar{s}_{J_p}	=	93.8 °C
Toleranzintervall mit p = 50.0 %	\bar{s}_{J_p}	=	91.8 °C

Bild 5-18: Statistische Auswertung der Monte-Carlo-Simulation
 (vollbestückte Säule mit den Daten von Bild 5-15)

6. Quellen

- [1] Wasserrab. Th.: Dauergleichstrom von Leistungsdioden und Thyristoren. etz-b Bd. 28 (1976) H. 5, S. 112 - 116.
- [2] DIN 41784: Thyristoren - Meß- und Prüfverfahren. Norm, Teil 1: 12 S. (Aug. 1973) und 25 S. (Entwurf Juni 1982).
- [3] DIN 41862: Halbleiterbauelemente und integrierte Mikroschaltungen - Mit der Temperatur zusammenhängende Begriffe, Benennungen und Erklärungen. Norm, 4 S. (Dez. 1971) und Beiblatt 5 S. (Dez. 1971).
- [4] DIN 47786: Thyristoren - Begriffe. Norm, 22 S. (Juni 1976).
- [5] Beriger, C.; Hengsberger, J.; Thiele, G.: HGÜ-Ventilentwicklung. etz Bd. 102 (1981) H. 25, S. 1338 - 1342.
- [6] -: MEGASEMI - Stromrichter-System für Mittelspannungen. Berlin, Frankfurt/M.: AEG-TELEFUNKEN 1980.
- [7] Jaecklin, A. A.; Lips, H. P.: Hochleistungsthyristoren für Hochspannungs-Gleichstrom-Übertragung (HGÜ). Brown Boveri Mitt. Bd. 69 (1982) H. 7/8, S. 242 - 249.
- [8] Salanki, T.: Bemessung von Kühldosen für Thyristoren und ihre Anwendung in Hochspannungs-Stromrichteranlagen. Siemens-Zeitschrift Bd. 52 (1978) H. 1, S. 43 - 46.
- [9] Glöckel, R.: Wärmewiderstandsbestimmung an Siliziumgleichrichtern und Siliziumthyristoren in Scheibenzellenbauweise. Dissertation TU Hannover 1968.
- [10] Sachs, L.: Angewandte Statistik. Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo: Springer-Verlag 1984.

- [11] Rasch, D.: Einführung in die mathematische Statistik.
Bd. I: Wahrscheinlichkeitsrechnung und Grundlagen der
mathematischen Statistik.
Berlin: Deutscher Verlag der Wissenschaften 1978.
- [12] Müller, P. H.; Neumann, P.; Storm, R.:
Tafeln der mathematischen Statistik.
München, Wien: Carl Hanser Verlag 1977.
- [13] Goldsmith, A.; Waterman, T. E.; Hirschhorn, H. J.:
Handbook of thermophysical properties of solid materials.
Volume I: Elements.
New York: The Macmillan Company 1961.
- [14] VDI-Wärmeatlas. Berechnungsblätter für den Wärmeübergang.
Düsseldorf: VDI-Verlag 1984.
- [15] Hermsdorf, L.; Hoch, G.; Krämer, D.; Reibetanz, W.:
Leiterwerkstoffe. In: Taschenbuch Elektrotechnik.
E. Philippow (Hrsg.). Band 1: Allgemeine Grundlagen.
München, Wien: Carl Hanser Verlag 1976.
- [16] Knörrich, K.; Koller, A.: Digitale Berechnung von ebenen
und rotationssymmetrischen Potentialfeldern mit beliebigen
Randbedingungen.
ETZ-A Bd. 91 (1970) H. 6, S. 339 - 344.
- [17] Müller, H.: Berechnung des transienten thermischen Ver-
haltens von Halbleiterventilen im Bereich kurzer Zeiten.
Dissertation RWTH Aachen 1972.
- [18] Adler, M. S.: Accurate Calculations of the Forward Drop
and Power Dissipation in Thyristors.
IEEE Transactions on Electron Devices Vol. 25 (1978)
No. 1, pp. 16 - 22.
- [19] Borchert, E.: Verlustleistung in 100-mm-Thyristoren.
Warstein-Belecke: Unveröffentlichte Mitteilung vom 22.2.1984.

- [20] Müller, I.: Thermodynamik I. Manuskript der Vorlesung "Grundzüge der Thermodynamik".
Berlin: Technische Universität Berlin SS 1983.
- [21] Elsner, N.; Fischer, S.; Klinger, J.:
Thermophysikalische Stoffeigenschaften von Wasser.
Leipzig: Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie 1982.
- [22] Härtler, G.:
Statistische Methoden für die Zuverlässigkeitsanalyse.
Berlin: Verlag Technik 1983.
- [23] Hartung, J.; Elpelt, B.; Klösener, K.-H.: Statistik.
München, Wien: R. Oldenbourg Verlag 1982.
- [24] Engeln-Müllges, G.; Reutter, F.:
Formelsammlung zur Numerischen Mathematik mit BASIC-
Programmen.
Mannheim, Wien, Zürich: Bibliographisches Institut 1983.
- [25] Jeggle, H.: Numerische Mathematik I für Ingenieure.
Unkorrigiertes Skript der Vorlesung SS 1983, TU Berlin.
- [26] Salanki, T.: Berechnungsmethode für Luftkühlkörper
von Thyristoren hoher Leistung.
Siemens-Zeitschrift Bd. 50 (1976) H. 3, S. 172 - 177.
- [27] Störmer, R.: Der Wärmeausgleich in geschichteten Werk-
stoffen.
Wiss. Veröff. Siemens-Konzern Bd. 17 (1938) H. 1, S. 90-98.
- [28] Lampe, W.: Über das eindimensionale lineare und nicht-
lineare Diffusionsproblem.
Archiv für Elektrotechnik Bd. 53 (1969) H. 3, S. 155 - 162.
- [29] Voigt, H.; Abramenko, B.: Instationäre thermische Vorgänge
im Thyristor.
Zeitschr. für angewandte Physik Bd. 20 (1966) H. 6, S. 560-563.

- [30] Grigorieff, R. D.: Numerische Mathematik II für Ingenieure. Unkorrigiertes Skript der Vorlesung WS 1983/84, TU Berlin.
- [31] Beuken, C. L.: Wärmeverluste bei periodisch betriebenen elektrischen Öfen. Dissertation Sächsische Bergakademie Freiberg 1936.
- [32] Crank, J.; Nicolson, P.: A practical method for numerical evaluation of solutions of partial differential equations of the heat-conduction type. Proc. Cambr. Philos. Soc. Vol. 43 (1949), pp. 50 - 67.
- [33] Klein, W.; Motz, T.: Vierpoltheorie. In: Handbuch für Hochfrequenz- und Elektrotechniker. C. Rint (Hrsg.). Band 2. München, Heidelberg: Hüthig und Pflaum Verlag 1978.
- [34] Klein, W.: Theorie der Netzwerke. In: Handbuch für Hochfrequenz- und Elektrotechniker. C. Rint (Hrsg.). Band 1. Berlin: Verlag für Radio-Foto-Kinotechnik 1949.
- [35] Köchli, W.: Identifikation des thermischen Verhaltens einer Hochleistungsdiode. Dissertation ETH Zürich 1969.
- [36] Philippow, E.: Grundlagen der Elektrotechnik. Leipzig: Akademische Verlagsgesellschaft Geest & Portig KG 1967.
- [37] Cauer, W.: Die Verwirklichung von Wechselstromwiderständen vorgeschriebener Frequenzabhängigkeit. Archiv für Elektrotechnik Bd. 17 (1926) H. 4, S. 355 - 388.
- [38] Fritzsche, G.: Entwurf passiver Analogvierpole. Netzwerk II. Braunschweig, Wiesbaden: Friedr. Vieweg & Sohn 1980.

- [39] Anwänder, E.; Lawatsch, H.: Thermische Messungen und thermische Ersatzschaltbilder von Halbleiterbauelementen und Kühlern für die rechnergestützte Bemessung und Simulierung von Stromrichtern. ETZ-A Bd. 96 (1975) H. 6, S. 261 - 265.
- [40] Simonyi, K.: Theoretische Elektrotechnik. Berlin: Deutscher Verlag der Wissenschaften 1977.
- [41] Kretzmann, R.: Handbuch der Industriellen Elektronik. Berlin: Verlag für Radio-Foto-Kinotechnik 1954.
- [42] Benkowsky, G.: Induktionserwärmung. Berlin: Verlag Technik 1980.
- [43] Seelig, A.: Mittelfrequenz-Wechselrichter für das induktive Kochen. Wiss. Ber. AEG-Telefunken Bd. 55 (1982) H. 1/2, S. 80 - 89.
- [44] Büttner, W.: Ein numerisches Verfahren zur Exponentialapproximation von transienten Wärmewiderständen. Archiv für Elektrotechnik Bd. 59 (1977), S. 351 - 359.
- [45] Golub, G. H.; Pereyra, V.: The Differentiation of pseudo-inverses and nonlinear least squares problems whose variables separate. SIAM J. Num. Anal. Vol. 10 (1973) No. 2, pp. 413 - 432.
- [46] Osborne, M. R.: Some special nonlinear least squares problems. SIAM J. Num. Anal. Vol. 12 (1975) No. 4, pp. 571 - 592.
- [47] Meinhardt, J.: Spezielle anwendungsorientierte Rechenverfahren der Elektrotechnik. In: Taschenbuch der Elektrotechnik, E. Philippow (Hrsg.). Band 1: Allgemeine Grundlagen. München, Wien: Carl Hanser Verlag 1976.

- [48] Hauschild, W.; Mosch, W.: Statistik für Elektrotechniker. Berlin: Verlag Technik 1984.
- [49] Lawless, J. F.: Statistical Models and Methods for Lifetime Data. New York, Chichester, Brisbane, Toronto, Singapore: John Wiley & Sons 1982.
- [50] Buslenko, N. S.; Schreider, J. A.: Die Monte-Carlo-Methode und ihre Verwirklichung mit elektronischen Digitalrechnern. Leipzig: B. G. Teubner Verlagsgesellschaft 1964.
- [51] Hengartner, W.; Theodorescu, R.: Einführung in die Monte-Carlo-Methode. München, Wien: Carl Hanser Verlag 1978.
- [52] Ermakow, S. M.: Die Monte-Carlo-Methode und verwandte Fragen. München, Wien: R. Oldenbourg Verlag 1975.
- [53] Bauknecht, K.; Kohlas, J.; Zehnder, C. A.: Simulationstechnik. Berlin, Heidelberg, New York: Springer Verlag 1976.
- [54] Niemeyer, G.: Systemsimulation. Frankfurt/M.: Akademische Verlagsgesellschaft 1973.
- [55] Köcher, R.; Matt, G.; Oertel, C.; Schneeweiß, H.: Einführung in die Simulationstechnik. Frankfurt/Main: DGOR - Deutsche Gesellschaft für Operations Research 1972.
- [56] Mardia, K. V.; Zemroch, P. J.: Tables of the F- and related distributions with algorithmus. London, New York, San Francisco: Academic Press 1978.
- [57] Schwarz, J.: Kühlung von Leistungshalbleitern. Elektronik Journal Bd. 20 (1985) H. 13/14, S. 38 - 43.

- [58] Schwarz, J.: Behandlung von Polynomen - Teil 1 ... 5.
CAL - Comp. Anw. Lab. Bd. 3 (1985) H. 1, S. 45 - 49;
H. 2, S. 76 - 83; H. 3/4, S. 136 - 142; H. 5, S. 224 -
229; H. 6, S. 298 - 313.
- [59] Schwarz, J.: Junction- und Case-Temperatur. Elektronik
Journal Bd. 20 (1985) H. 17, S. 60 - 66.
- [60] Holm, R.: Electric Contacts. Berlin, Heidelberg,
New York: Springer-Verlag 1967.
- [61] Shlykov, Yu. P.; Ganin, Ye. A.: Thermal Resistance of
Metallic Contacts. Int. J. Heat Mass Transfer.
Vol. 7 (1964), pp. 921 - 929.
- [62] Boeschoten, F.; van der Held, E. F. M.: The Thermal
Conductance of Contacts Between Aluminium and Other
Metals. Physica Vol. 23 (1957), pp. 37 - 44.

Lebenslauf

Jürgen Schwarz

- 26.02.1947 geboren in Berlin, deutsche Staatsangehörigkeit, verheiratet, ein Kind
Sohn des Chemikers Dr. rer. nat. Horst Schwarz und seiner Ehefrau Dr. med. Inge Schwarz, geb. Pietrasch
- 1953 - 1963 Schulausbildung in einer Grundschule und einer Oberschule
- 1963 Mittlere Reife
- 1963 - 1965 Lehrausbildung zum Mechaniker in der VEB Werkzeugfabrik Treptow in Berlin (Ost)
- 1965 Facharbeiterprüfung
- 1963 - 1965 Besuch der Abendoberschule zur Erlangung der Hochschulreife
- 1965 Abitur
- 1965 - 1966 Tätigkeit als Mechaniker beim VEB Steremat Berlin (Ost)
- 1966 - 1970 Studium der Elektrotechnik an der Technischen Universität Dresden
- 1970 Diplom-Hauptprüfung
- 1970 - 1971 Wissenschaftlicher Assistent an der Technischen Universität Dresden
- 1971 - 1980 Entwicklungsingenieur, Themenleiter und Ingenieur für Meßwesen beim VEB Elektroprojekt und Anlagenbau Berlin (Ost)
- seit 1981 Entwicklungsingenieur in der Stromrichterfabrik der AEG-TELEFUNKEN Anlagentechnik Aktiengesellschaft
- seit 1983 Aufbau- bzw. Promotionsstudium an der Technischen Universität Berlin

