

# **Zum Energiehaushalt von Gebäuden**

**Systemanalytische Betrachtungen**

**anhand vereinfachter dynamischer Modelle**

**Bernd Steinmüller**



Zum Energiehaushalt von Gebäuden - Systemanalytische Betrachtungen  
anhand vereinfachter dynamischer Modelle

Vom Fachbereich Umwelttechnik  
der Technischen Universität Berlin  
zur Verleihung des akademischen Grades  
Doktor-Ingenieur genehmigte  
Dissertation

Vorgelegt von  
Dipl.-Phys. Bernd Steinmüller  
aus Aachen

Berichter:  
Professor Dr.-Ing. H. Esdorn  
Professor Dr.-Ing. F. Steimle

Tag der Einreichung: 20. November 1981  
Mündliche Doktorprüfung: 15. April 1982



Die vorliegende Arbeit hat ihren Ursprung in dem Projekt "Rationelle Energieverwendung und Nutzung der Sonnenenergie in Gebäuden", das am Philips Forschungslaboratorium Aachen in der Gruppe Energietechnik unter Leitung von Herrn Dr. H. Hörster durchgeführt wurde. Der Direktion des Laboratoriums, insbesondere Herrn Prof. Dr. E. Kauer und Herrn Dr. H. Hörster, danke ich für die Möglichkeit, diese Arbeit anzufertigen und als Dissertation einzureichen.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. H. Esdorn, dem Direktor des Hermann-Rietschel-Institutes für Heizungs- und Klimatechnik der Technischen Universität Berlin, für die Betreuung und Begutachtung der Arbeit sowie zahlreiche wertvolle Hinweise, die er mir im Verlaufe der Arbeit gegeben hat, und Herrn Prof. Dr.-Ing. F. Steimle, Institut für angewandte Thermodynamik und Klimatechnik an der Universität Essen, für die Übernahme des Koreferats.

Herrn Dr. R. Kersten und den Mitgliedern der Gruppe Energietechnik des Philips Forschungslaboratoriums Aachen danke ich für viele fruchtbare Diskussionen. Herrn Dr. R. Bruno bin ich für stete Anregungen und einen intensiven Meinungsaustausch zum Beginn meiner Arbeit besonders verbunden. Herr P. Koch hat mich bei der Verarbeitung von Wetterdaten tatkräftig unterstützt.

Mein Dank gilt auch Frau E. Braunmüller für das sorgsame Anfertigen von Graphiken, Frau E. Fust für die Niederschrift des Textes sowie dem Photolabor und dem Rechenzentrum des Philips Forschungslaboratoriums für die hilfreiche Zusammenarbeit.

Aachen, im Mai 1982

Bernd Steinmüller



## Zusammenfassung (Abstract)

In der vorliegenden Arbeit werden Modelle für die vereinfachte dynamische Berechnung des Energiehaushaltes von Gebäuden aufgestellt, theoretisch sowie experimentell überprüft und angewandt.

Die dynamischen Eigenschaften des Gebäudeinneren werden in einer Wärmekapazität zusammengefaßt. Das Verhalten von Außenbauteilen wird analytisch beschrieben. Für die Wärmeverluste zum Erdreich wird ein quasidynamisches Modell entwickelt. Interne und externe Lasten werden berücksichtigt. Hierbei finden neue Algorithmen für die lang- und kurzweilige Einstrahlung Verwendung. Die Modellberechnung erfolgt numerisch in Schritten von maximal 1 h.

Zur Überprüfung des Ein-Kapazitäten-Modells wird ein Vergleich mit den Resultaten eines ausführlichen Rechenprogrammes und den Ergebnissen des Philips-Energie-Experimentierhauses vorgenommen, sowie eine Parameterstudie unter Berücksichtigung kritischer Grenzfälle durchgeführt. Die Genauigkeit der Ergebnisse für den monatlichen und jährlichen Wärme- und Kühlbedarf liegt im Prozentbereich. Der Verlauf der mittleren Gebäudeinnentemperatur wird unter normalen Betriebsbedingungen auf 1 K genau berechnet. Modellgrenzen werden sichtbar, wenn Aussagen über das zonale Verhalten von Gebäuden gemacht werden sollen oder wenn eine zonenabhängige Regelung des Gebäudes vorliegt. Die Einführung mittlerer Regelfunktionen und die zonenweise Anwendung des Modells ermöglichen jedoch auch hier Aussagen.

Ausgehend vom Philips-Energie-Experimentierhaus wird das Ein-Kapazitäten-Modell zur Analyse von Modellgebäuden unterschiedlicher wärmetechnischer Eigenschaften angewandt. Die systematische Variation der Modellparameter gibt Aufschluß über den Einfluß von Umgebungsbedingungen, Gebäudebetrieb sowie Gebäude- und Bauteilparametern. Abschattung und regelbare Lüftung sind entscheidend für das Erzielen sommerlichen Komforts, während hohe Wärmedämmung und Wärmerückgewinnung aus der Abluft für einen niedrigen Wärmebedarf ausschlaggebend sind. Die Wärmekapazität ist im allgemeinen von untergeordneter Bedeutung. Quantitative Aussagen über die Wirksamkeit von Maßnahmen müssen die Wärmebedarfsstruktur des Gebäudes berücksichtigen. Dies gilt, wie gezeigt, insbesondere für Maßnahmen, die vom solaren Strahlungsangebot abhängen.



Inhaltsverzeichnis

	<u>Seite</u>
1. <u>Einleitung</u>	1
2. <u>Modelle</u>	3
2.1. Einführung	3
2.2. Erfassung bauphysikalischer und nutzungsbedingter Einflüsse in einem vereinfachten dynamischen Gebäudemodell	7
2.2.1. Ein-Kapazitäten-Modell für Gebäude	7
2.2.2. Bestimmung der inneren Wärmekapazität	11
2.2.3. Wärmeübertragung durch den oberhalb des Erdreichs liegenden Teil der Gebäudehülle	16
2.2.3.1. Transmission	16
2.2.3.2. Luftwechsel	22
2.2.4. Wärmequellen	26
2.2.5. Vergleich mit Ergebnissen eines detaillierten Modells	28
2.3. Wärmeverlust ans Erdreich grenzender Flächen	35
2.3.1. Problemstellung	35
2.3.2. Stationäre Bedingungen	36
2.3.3. Instationäre Bedingungen	42
2.3.4. Zur Anwendung	48
2.4. Erfassung der lang- und kurzwelligigen Einstrahlung	48
2.4.1. Langwellige Einstrahlung	48
2.4.1.1. Horizontale Flächen	49
2.4.1.2. Geneigte Flächen	52
2.4.2. Die Zwei-Solarimeter-Methode für kurzwellige Einstrahlung	55
2.4.2.1. Problemstellung	55
2.4.2.2. Methode	57
2.4.2.3. Aufspaltung der globalen Einstrahlung auf einer horizontalen Fläche	59
2.4.2.4. Theorie-Experiment-Vergleich für senkrechte Flächen	61

3.	<u>Simulationsrechnungen für das Philips-Energie-Experimentierhaus (PEH)</u>	64
3.1.	Zielsetzung und Vorgehensweise	64
3.2.	Das Philips-Energie-Experimentierhaus	65
3.2.1.	Aufbau	65
3.2.2.	Wärmetechnische Maßnahmen	66
3.2.3.	Heizungs- und Klimasystem	67
3.2.4.	Benutzungssimulation	67
3.2.5.	Datenerfassung und -verarbeitung	68
3.3.	Das Ein-Kapazitäten-Modell für das PEH	69
3.3.1.	Reduktion des Vielraumproblems	69
3.3.1.1.	Die effektive mittlere Gebäudeinnentemperatur	69
3.3.1.2.	Theoretische Grenzen	71
3.3.2.	Innere Wärmekapazität	72
3.3.3.	Bezogene Wärmeströme	74
3.3.3.1.	Transmission	74
3.3.3.2.	Luftwechsel	75
3.3.4.	Wärmequellterme	81
3.3.4.1.	Interne Lasten	81
3.3.4.2.	Solare Lasten	82
3.3.4.3.	Heizenergie	84
3.3.5.	Effektive Umgebungstemperaturen	85
3.3.5.1.	Strahlungslufttemperaturen	85
3.3.5.2.	Lufttemperaturen	86
3.4.	Theorie-Experiment-Vergleich für ausgewählte Perioden	87
3.4.1.	Abkühlexperiment 5.1.-10.1.78	88
3.4.2.	Abkühlexperiment 13.1.-16.1.78	91
3.4.3.	Sommerperiode 12.8.77-18.9.77	92
3.4.4.	Winterperiode 18.1.77-16.2.77	98
3.4.4.1.	Mittlere Raumtemperaturen	102
3.4.4.2.	Heizenergie	103

3.5.	Der Energiehaushalt des PEH	104
3.5.1.	Standardbedingungen	104
3.5.2.	Einfluß freier Wärmequellen	107
3.5.3.	Einfluß durchgeführter Energiesparmaßnahmen auf den Wärmebedarf	109
3.5.4.	Einfluß des Dach- und Kellergeschosses auf den Wärmebedarf	112
3.5.5.	Einfluß meteorologischer Randbedingungen	114
3.6.	Schlußfolgerung	115
4.	<u>Energiehaushalt von Gebäuden</u>	118
4.1.	Zielsetzung und Vorgehensweise	118
4.2.	Gebäude unterschiedlicher wärmetechnischer Ausführung	119
4.2.1.	Grundtypen und Grundbetriebsweisen	119
4.2.2.	Außenklima und Umgebung	122
4.2.3.	Ergebnisse	124
4.3.	Einfluß der Umgebungsbedingungen	132
4.3.1.	Meteorologische Bedingungen	132
4.3.2.	Bodenbedingungen	135
4.4.	Einfluß des Gebäudebetriebes	136
4.4.1.	Grundlüftung	137
4.4.2.	Maßnahmen gegen Raumüberwärmung	141
4.4.3.	Heiztemperaturen und Heizungsauslegung	145
4.4.4.	Interne Lasten	151
4.4.5.	Kellerbetrieb	154
4.5.	Einfluß baulicher Maßnahmen und Kenngrößen	156
4.5.1.	Innere Wärmekapazität	156
4.5.2.	Nichttransparente Außenbauteile und Kellerdecke	160
4.5.3.	Fenster	166
4.5.4.	Fugenlüftung	176
4.6.	Schlußfolgerung	178
5.	<u>Zusammenfassung und Schlußbetrachtung</u>	181

6.	<u>Häufig verwendete Formelzeichen</u>	185
7.	<u>Quellenverzeichnis</u>	189
	<u>Anhang</u>	202
A1.	Erstellung von Wetterdatensätzen für das Jahr 1977 am PEH	202
A1.1.	Vorbemerkung	202
A1.2.	Ersatzdaten	202
A1.3.	Auffüllen von Lücken unter Verwendung von Ersatzdaten	204
A1.4.	Auffüllen von Lücken ohne Ersatzdaten	208
A1.5.	Windgeschwindigkeit in Wohnbereichshöhe des PEH	209
A2.	Modelle für den Luftwechsel im PEH	209
A2.1.	Thermisch bedingter Fugenluftwechsel zwischen Wohn-, Keller- und Dachbereich	209
A2.2.	Windbedingter Fugenluftwechsel über den Außenwandbereich	211
A2.3.	Thermisch bedingter Fugenluftwechsel über den Außenwandbereich	212
A2.4.	Fugenluftwechsel zwischen Wohn- und Außenbereich des PEH bei kombinierter Wirkung von Wind und Thermik	213
A2.5.	Beeinflussung der Fugenlüftungsraten durch die maschinelle Belüftung (Abschätzung)	214
A2.6.	Zulufttemperatur des maschinellen Belüftungssystems	216
A3.	Wärmeabgabe im PEH	218
A4.	Erzeugung künstlicher Wetterjahre zur Berechnung des Jahreswärmebedarfs	222
A5.	Wandaufbauten der Gebäudetypen N, S und E	223

## 1. Einleitung

Ein beträchtlicher Anteil des nationalen Energiebedarfs entfällt in den Industrieländern auf die Heizung und Kühlung von Gebäuden /1, 2/. In der Bundesrepublik Deutschland beansprucht allein die Raumheizung ca. 30-40% des Endenergiebedarfs /3, 4/. Angesichts der angespannten Energieversorgungslage ist es deshalb notwendig, den Einfluß verschiedener Größen auf den Energiehaushalt von Gebäuden quantitativ zu ermitteln und Möglichkeiten der Energieeinsparung aufzuzeigen.

Zu diesem Zweck wurde im Rahmen des Projektes "Rationelle Energieverwendung und Nutzung der Sonnenenergie in Gebäuden"\* auf dem Gelände des Philips Forschungslaboratoriums Aachen ein Energie-Experimentierhaus errichtet, in dem die Auswirkungen verschiedener Einrichtungen zur rationellen Energieverwendung und zur Nutzung der Sonnenenergie gemessen worden sind /5, 6/. Das Philips-Energie-Experimentierhaus\*\* demonstriert, welche Energieeinsparung durch Anwendung von Wärmedämmtechniken, Einsatz kontrollierter Belüftung mit Wärmerückgewinnung unter Nutzung der "freien" internen und externen Wärmequellen insgesamt erzielbar ist. Die Bewertung einzelner Maßnahmen - insbesondere unter weniger speziellen Randbedingungen - ist jedoch ohne zusätzliche theoretische Überlegung meist nicht möglich /5, 6/.

Ausgehend vom PEH soll in der vorliegenden Arbeit der Energiehaushalt von Gebäuden daher allgemeiner untersucht werden. Als theoretische Untersuchungsmethode bieten sich hier Computersimulationen an, mittels derer das thermische Gebäudeverhalten jeweils über ein Jahr berechnet werden kann. Die herkömmlichen Methoden der Wärmebedarfs- und Kühllastrechnung sind dafür nicht geeignet, weil sie unter anderem die dynamischen Vorgänge in Gebäuden, die insbesondere bei starker Wärmedämmung zum Tragen kommen, nicht oder nur unzureichend

---

\* teilweise gefördert vom BMFT

\*\* im folgenden abgekürzt PEH

berücksichtigen. Andererseits scheint die Anwendung sehr detaillierter Rechenmodelle nicht angemessen, wenn weniger die physikalischen Vorgänge in einzelnen Bau- oder Gebäudeteilen erfaßt werden sollen, sondern sich das Interesse - wie in dieser Arbeit - auf das thermische Verhalten des Gebäudes als Ganzes richtet. Hier kommen deshalb als Mittel vor allem vereinfachte dynamische Gebäudemodelle in Betracht. Die Auswirkung der vereinfachten Annahmen auf Rechengenauigkeit und Anwendbarkeit ist jedoch näher zu untersuchen.

## 2. Modelle

### 2.1. Einführung

Der Energiehaushalt von Gebäuden ist in komplexe Zusammenhänge wechselwirkender Einflußgrößen eingebettet (Bild 2:1 und 2:2). Je nach

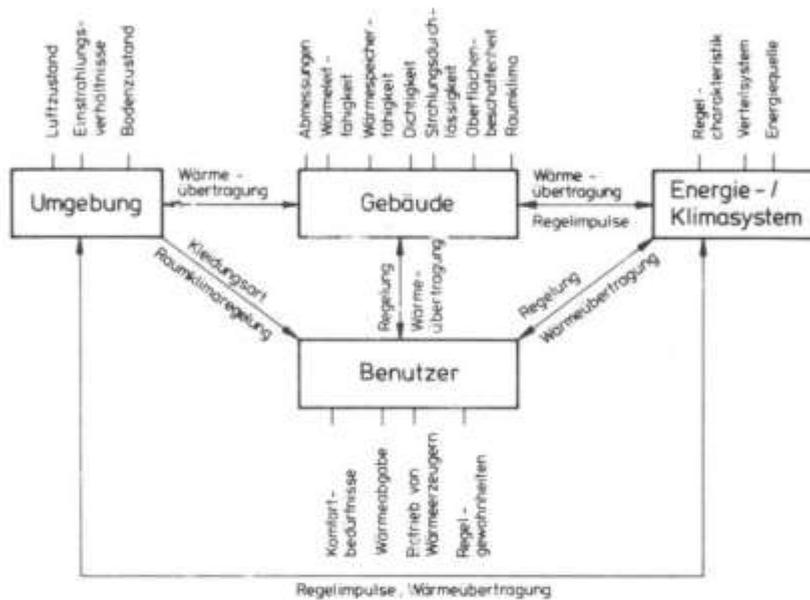


Bild 2.1 Einflußgrößen auf den Energiehaushalt von Gebäuden.

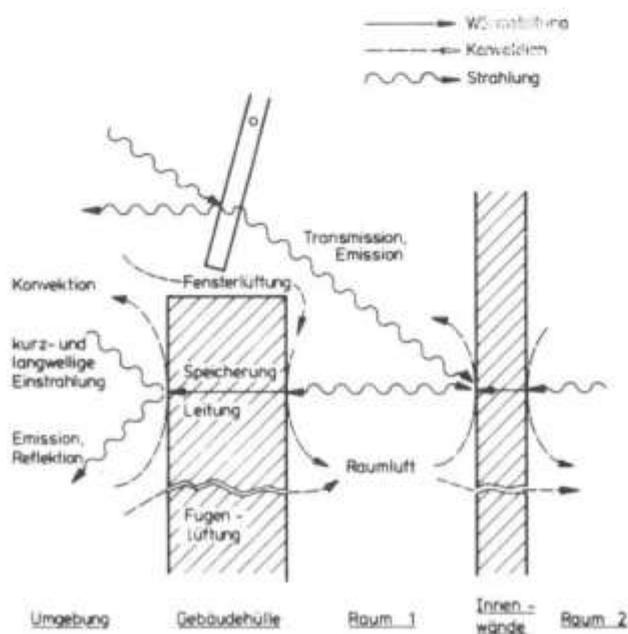


Bild 2.2 Wärmeübertragungsvorgänge

Anwendungszweck sind daher mehr oder weniger große Vereinfachungen erforderlich, um den Berechnungsaufwand in Grenzen zu halten. In vielen Fällen ist dies ohne große Einbuße an Genauigkeit möglich.

So läßt sich beispielsweise der Wärmebedarf von Gebäuden im Auslegungsfall durchaus mit stationären Verfahren /7/ näherungsweise bestimmen, da hier Wärmespeichervorgänge von untergeordneter Bedeutung sind. Berücksichtigt man in der Energiebilanz den Beitrag "freier Wärmequellen", so kann meist auch der Jahreswärmebedarf von Gebäuden mittels verfeinerter stationärer Methoden mit für viele Belange hinreichender Genauigkeit abgeschätzt werden /8-13/. Da diese Verfahren die Wärmespeicherfähigkeit des Gebäudes nicht explizit enthalten, hängt ihr Resultat teilweise davon ab, über welche Zeitabschnitte sich die Bilanzierung erstreckt und welche Zusatzannahmen gegebenenfalls bezüglich des Verhältnisses vom Wärmebedarfsgang zum Gang des freien Wärmeangebots gemacht werden. Schwierigkeiten entstehen insbesondere dann, wenn während des Bilanzierungszeitraumes Änderungen im Verlust- oder Gewinnmechanismus des Gebäudes vorgenommen werden sollen (Rolladenbetätigung, Luftwechselvariation) und Vorgänge betrachtet werden, die von einer Änderung der Raumtemperatur abhängen oder diese intendieren (Raumklimaregelung, Nachtabenkung). Eine allgemeine Erfassung solcher Vorgänge erfordert eine Bilanzierung über genügend kurze Zeitintervalle - beispielsweise Stunden - und eine explizite Berücksichtigung der Gebäudedynamik.

Die dynamische Berechnung des thermischen Verhaltens einzelner Bauteile wird bereits seit längerer Zeit betrieben /14-22/. Die umfassende dynamische, stundenweise Berechnung des Systems Gebäude unter Einwirkung veränderlicher äußerer und innerer Einflußgrößen ist jedoch erst mit der Einführung von Rechenanlagen möglich geworden. Der Trend lief hierbei von der analogen /20-23/ zur digitalen Simulation, wobei jedoch die analoge Betrachtungsweise Eingang in viele digitale Rechenmodelle gefunden hat /24-26/.

In letzter Zeit sind unter den digitalen Methoden insbesondere zwei Rechenwege zur detaillierten Simulation von Gebäuden angewendet worden:

- (a) Finite-Differenzen- und Finite-Element-Verfahren, siehe beispielsweise /27-32/,
- (b) lineare Superpositionsverfahren, siehe beispielsweise /33-37/.

Die finiten Verfahren (a) gehen von einer Diskretisierung des Systems aus. Sie weisen eine hohe Flexibilität und - bei genügend feiner Diskretisierung - eine hohe Genauigkeit auf, erfordern jedoch im allgemeinen große Rechenzeiten. Lineare Superpositionsverfahren beginnen mit einer Linearisierung des Systems (oder von Systemteilen). Die Lösungsfunktion läßt sich dann als Superposition von transformierten "Basisfunktionen" beschreiben. Der Vorteil dieses Verfahrens liegt darin, daß die Differentialgleichungen des betrachteten Gebäudesystems (bzw. der Systemteile) nur einmal für die "Basisfunktionen" ausgewertet werden müssen, während die Lösungsfunktion auf algebraischem Wege aus den transformierten Basisfunktionen berechnet werden kann. Trotz einer Ersparnis an Rechenzeit ist der Aufwand, der mit der Bestimmung der transformierten Basisfunktionen (z.B. über Response- und Gewichtsfaktoren) und der Auswertung der oft umfangreichen algebraischen Ausdrücke verbunden ist, nicht unerheblich. Insgesamt kann man feststellen, daß die hohe Genauigkeit detaillierter Rechenmodelle vorwiegend durch zwei Nachteile erkauft wird /38, 39/:

- (1) großer Zeiteinsatz für die Ermittlung, Eingabe, Überprüfung der erforderlichen Modellparameter und Rechenergebnisse,
- (2) hoher Speicherbedarf der dazugehörigen Programme.

Ein Grund für die Rechenintensität der detaillierten Modelle ist darin zu suchen, daß dynamische Wechselwirkungen gesondert für unterschiedliche Gebäudezonen und/oder -elemente berücksichtigt werden, so daß ein umfangreiches dynamisches "Netzwerk" entsteht, dessen einzelne "Knoten" in ihrer Dynamik nicht nur vom gegenwärtigen, sondern auch vom vergangenen thermischen Zustand der übrigen Knoten abhängen. Am Philips Forschungslabor in Aachen ist deshalb ein Ein-Kapazitäten-Modell entwickelt worden /39/, das die dynamische Komplexität und damit den erforderlichen Rechenaufwand stark reduziert.

Ähnliche Modelle sind auch von anderen Autoren /40-42/ angewendet worden. Identisch in der Annahme einer inneren Gebäudekapazität unterscheiden sie sich in der Berücksichtigung der Wärmeübertragungsmechanismen, Wärmequellen, Randbedingungen und in der Bestimmung der Modellparameter. In /39/ und /40/ geschieht dies im Rahmen eines Netzwerkansatzes, der die wesentlichen physikalischen Gewinn- und Verlustmechanismen explizit abbildet, während in /41, 42/ pauschale äquivalente thermische Parameter zur Beschreibung des Gebäudeverhaltens herangezogen werden.

Ausgangspunkt für die folgenden Untersuchungen bildet das Ein-Kapazitäten-Modell nach /39/. In Abschnitt 2.2.1 wird das Modell vorgestellt. Es wird gezeigt, wie ein aus der Literatur bekanntes Verfahren zur Bestimmung der Auskühlzeitkonstante von Räumen /43/ zur verfeinerten Abschätzung der inneren Wärmekapazität von Gebäuden herangezogen werden kann (Abschnitt 2.2.2). Algorithmen zur quasidynamischen Erfassung von Gewinn- und Verlustmechanismen durch die Gebäudehülle werden in Abschnitt 2.2.3 (Außenwände) und 2.3 (Erdreich) behandelt. Ein Vergleich mit detaillierten Modellen gibt erste Hinweise auf Modellgenauigkeit und Modellgrenzen (Abschnitt 2.2.5, 2.3.3).

In Abschnitt 2.4 werden Algorithmen zur Berechnung der kurz- und langwelligen Einstrahlung entwickelt. Eine Überprüfung wird anhand verschiedener Meßreihen vorgenommen.

## 2.2. Erfassung bauphysikalischer und nutzungsbedingter Einflüsse in einem vereinfachten dynamischen Gebäudemodell

### 2.2.1. Ein-Kapazitäten-Modell für Gebäude

Die weitestgehende Vereinfachung der dynamischen Gebäudebeschreibung /39/ geht von der Annahme aus, daß die Innenwände, die Einrichtungsgegenstände und die inneren kapazitiven Elemente der Außenwände zu einer inneren Wärmekapazität  $C_R$  zusammengefaßt werden können (Bild 2:3), welche als Speicherglied in der Wärmebilanz des Gebäudeinneren Bilanzdefizite in Änderungen einer Gebäudeinnentemperatur  $\theta_R$  umsetzt\*. Die Grundgleichung des sich ergebenden Ein-Kapazitäten-Modells lautet somit:

$$C_R \frac{d\theta_R}{dt} = \sum_{ij} \dot{Q}_i(\theta_R, \theta_{aj}) + \sum_k \dot{Q}_k \quad (2:1)$$

Hier sind  $\dot{Q}_i(\theta_R, \theta_{aj})$  die von der Raumtemperatur  $\theta_R$  und den Umgebungstemperaturen  $\theta_{aj}$  abhängigen Wärmeströme durch die Gebäudehülle. Die Terme  $\dot{Q}_k$  stellen die Wärmequellen im Gebäude dar.

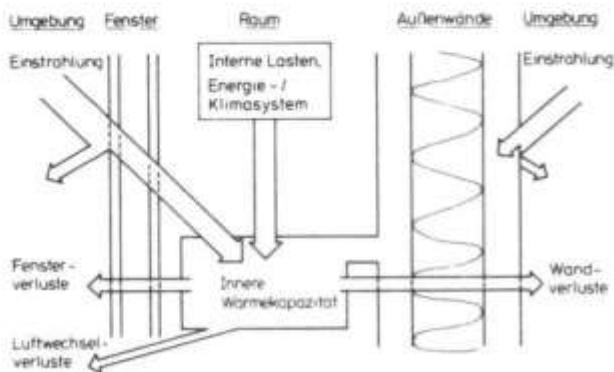


Bild 2.3 Ein - Kapazitäten - Modell (Prinzip)

Die Annahme von nur einer Kapazität  $C_R$  erscheint möglich, wenn die

---

\* der Index "R" steht für Raum, worunter hier gemäß der Modellvorstellung das gesamte Gebäudeinnere zu verstehen ist.

Luftdurchmischung im Gebäude, sowie der Wärmeaustausch durch Strahlung und Wärmeleitung für eine gute Kopplung der inneren kapazitiven Elemente sorgen. Für ein ideales Gebäude, dessen gesamte Wärmespeicherfähigkeit durch ideal leitende Innenbauteile ( $i$ ) und dessen Wärmedämmung durch äußere kapazitätslose Wandschichten gebildet wird, ergibt sich  $C_R$  einfach durch eine Aufsummation:

$$C_R = \sum_i V_i c_i \rho_i \quad , \quad (2:2)$$

wobei  $c_i$  die spezifische Wärmekapazität,  $\rho_i$  die Dichte und  $V_i$  das Volumen des Bauteils darstellt. Für den nicht idealen Fall sind Korrekturen zu (2:2) möglich (siehe 2.2.2), so daß  $C_R$  die Bedeutung einer "effektiven" Wärmekapazität annimmt. Ist der innere Wärmeaustausch jedoch stark behindert (Mehrzonengebäude), so kann eine Beschreibung des thermischen Gebäudeverhaltens mit Hilfe einer inneren Gebäudekapazität nur noch unter Einschränkungen erfolgen (Kap. 3, 4). Von diesem Fall soll jedoch zunächst einmal abgesehen werden. In diesem Kapitel werden also nur "Einzonengebäude" betrachtet.

Im idealen Einzonengebäude sind die Temperaturen der kapazitiven Elemente gleich der Gebäudeinnen- oder "Raumtemperatur"  $\theta_R$ . Für endliche Wärmeübergangskoeffizienten und Wärmedurchlässigkeiten gibt es jedoch auch im Inneren des Einzonengebäudes Temperaturunterschiede, so daß eine genauere Definition von  $\theta_R$  erforderlich wird. Durch die nähere Bestimmung der Terme  $Q_i(\theta_R, \theta_{aj})$  wird in Abschnitt 2.2.4.  $\theta_R$  festgelegt.

Die Wärmeströme  $Q_i(\theta_R, \theta_{aj})$  beinhalten im allgemeinen die Transmissions- und Lüftungswärmeverluste des Gebäudeinneren und sind daher näherungsweise proportional zu den Temperaturdifferenzen  $\theta_{aj} - \theta_R$ . Als Proportionalitätsfaktor definieren wir allgemein den "bezogenen Wärmestrom"  $U_{ij}$  (Wärmedurchgangskoeffizient \* Fläche, Volumenstrom \* spez. Wärmekapazität), der summiert über  $i$  und  $j$  eine wichtige Kenngröße des Ein-Kapazitäten-Modells, den "totalen bezogenen Wärmestrom"  $U_R$ , ergibt:

$$U_R = \sum_{ij} U_{ij} \quad , \quad U_{ij} = \frac{\dot{Q}_i(\theta_R, \theta_{aj})}{\theta_{aj} - \theta_R} \quad . \quad (2:3)$$

$U_R$  ist also dem Wärmestrom gleich, der pro Einheit Temperaturdifferenz zwischen der Raumtemperatur  $\theta_R$  und der mittleren Umgebungstemperatur  $\sum_{ij} U_{ij} \theta_{aj} / U_R$  durch die Gebäudehülle fließt. Er kennzeichnet damit deren Wärmeübertragungseigenschaften\*. Letztere sind vom Benutzerverhalten (Lüftung), raumklimatischen (Temperatur, Feuchte) und meteorologischen Größen (Wind, Temperatur, Feuchte) abhängig, so daß  $U_R$  im allgemeinen nur näherungsweise als Konstante zu betrachten ist.

Eine weitere wichtige Kenngröße des Gebäudes im Ein-Kapazitäten-Modell ist die Relaxationszeit  $\tau_R$ :

$$\tau_R = \frac{C_R}{U_R} \quad . \quad (2:4)$$

Die Bedeutung von  $\tau_R$  läßt sich leicht einsehen, wenn die Koeffizienten  $U_{ij}$ , die Temperaturen  $\theta_{aj}$ , sowie die Wärmequellen  $\dot{Q}_k$  konstant angenommen werden. Die Lösung  $\theta_R(t)$  zu (2:1) stellt in diesem Fall einen exponentiellen Einschwingvorgang dar, der ausgehend von einer Anfangstemperatur  $\theta_{R0}$  sich asymptotisch einer Grenz- und Gleichgewichtstemperatur  $\theta_{R\infty}$  nähert:

$$\theta_R(t) = \theta_{R0} + (\theta_{R\infty} - \theta_{R0}) (1 - e^{-t/\tau_R}) \quad . \quad (2:5)$$

Hierbei ist

---

\* Für  $U_{ij}$  ( $U_R$ ) böte sich deshalb auch die Bezeichnung "(totaler) Wärmeübertragungskoeffizient" oder in Analogie zur Elektrodynamik die Bezeichnung "(totaler) äquivalenter Wärmeleitwert" an. Um jedoch Verwechslungsmöglichkeiten auszuschließen und den zahlreichen Begriffen der Wärmetechnik nicht einen weiteren hinzuzufügen, wurde hier der allgemeinere Ausdruck "(totaler) bezogener Wärmestrom" gewählt.

$$\theta_{R\infty} = \frac{\sum_{ij} U_{ij} \theta_{aj} + \sum_k \dot{Q}_k}{U_R} \quad (2:6)$$

Man sieht, daß  $\tau_R$  gleich der Zeitspanne ist, die benötigt wird, die anfängliche Temperaturdifferenz  $\theta_{R0} - \theta_{R\infty}$  auf  $1/e$  ihres Wertes abzubauen.  $\tau_R$  ist damit ein Maß für die Trägheit des Gebäudes gegenüber Abweichungen vom stationären Wärmegleichgewicht. Die Gleichgewichtstemperatur  $\theta_{R\infty}$  (2:6) ist bei fehlenden inneren Wärmequellen der mittleren Umgebungstemperatur  $\sum_{ij} U_{ij} \theta_{aj} / U_R$  gleich.

Beschreibt man periodische Schwankungen des Wärmegleichgewichts durch eine sich sprunghaft nach Halbperioden  $T/2$  um  $\Delta\theta_{R\infty}$  ändernde Temperatur  $\theta_{R\infty}$ , so ist - wie man leicht zeigt -

$$\Delta\theta_R = \tanh(T/\tau_R) \Delta\theta_{R\infty} \quad (2:7)$$

die resultierende Schwankungsbreite der Raumtemperatur. Übersteigt  $\tau_R$  die Periodenlänge  $T$  deutlich, so folgt die Raumtemperatur  $\theta_R$  der Temperaturschwankung  $\theta_{R\infty}$  nur noch stark gedämpft. Es gilt dann näherungsweise  $\Delta\theta_R / \Delta\theta_{R\infty} = T/\tau_R$ . Folglich kann von  $\tau_R$  auch direkt auf die Trägheit des Gebäudes gegenüber zyklischen Änderungen des Wärmegleichgewichts geschlossen werden.

Die Größen  $U_R$ ,  $C_R$ ,  $\tau_R$  fassen damit wesentliche thermische Eigenschaften des Gebäudes zusammen und ermöglichen mittels (2:5)-(2:7) Aussagen über das thermische Gebäudeverhalten unter idealisierten Randbedingungen. Zur Ermittlung des thermischen Gebäudeverhaltens unter variierenden Einflüssen von Umgebung und Gebäudebetrieb ist jedoch im allgemeinen die numerische Integration von (2:1) erforderlich.

Hier wird zur Integration das bekannte Euler-Verfahren herangezogen, das von einer Approximation des Differentialquotienten durch den Differenzenquotienten in Vorwärtsrichtung ausgeht. Das Verfahren ist mit einer automatischen Schrittweiten-Steuerung versehen worden. Der maximale Zeitschritt beträgt eine Stunde. Der Temperaturschritt ist als Steuergröße vorgebar.

### 2.2.2. Bestimmung der inneren Wärmekapazität

Gebäude bestehen aus einer Vielzahl wärmespeichernder Bauteile, die in unterschiedlicher sowie zeitlich variierender Art und Weise thermisch an die Raumlufte und aneinander gekoppelt sein können. Es ist daher einsichtig, daß die modellmäßige Erfassung dieses Sachverhalts durch lediglich eine "effektive" Wärmekapazität  $C_R$  meist nur näherungsweise möglich ist.

Die Bestimmung dieser effektiven Wärmekapazität kann auf zwei Weisen geschehen:

- (a) durch Anpassung von  $\theta_R(t)$  aus (2:1) an gemessene oder mittels eines detaillierten Modells berechnete Temperaturverläufe,
- (b) durch Berechnung aus Materialkonstanten und dem Gebäudeaufbau durch Verfeinerung von (2:2).

Die "beste" Anpassung von  $\theta_R(t)$  nach (a) (beispielsweise nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate) kann je nach Wahl des Vergleichsfall es zu (mehr oder weniger) unterschiedlichen Kapazitätswerten führen und ist somit nicht eindeutig. Diese definitorische Unschärfe läßt sich durch Vorgabe standardisierter Randbedingungen beseitigen. Für (b) ist die Eindeutigkeit mit dem Verfahren gegeben. Letzteres zeichnet folglich indirekt gewisse Randbedingungen aus, falls es nicht sogar unter expliziter Vorgabe gewisser Randbedingungen hergeleitet worden ist. Die daraus resultierende Ungenauigkeit der Modellvorhersagen unter von (a) bzw. (b) abweichenden Randbedingungen läßt sich durch Empfindlichkeitsanalysen und Vergleiche der Resultate mit den Ergebnissen detaillierter Modelle abschätzen (Kap. 3.4. und 4.5.).

Eine mögliche Festsetzung der Randbedingungen für die Wärmekapazitätsbestimmung besteht in der Auswahl der Bedingungen für den in 2.2.1. beschriebenen Relaxationsvorgang. Dieser Vorgang ist von unmittelbarer praktischer Relevanz (Nachtabsenkung, Anheizphase) und ist daher als Grundlage für die Kapazitätsbestimmung geeignet.

Rouvel /43/ gibt für diesen Vorgang eine Methode an, die "Auskühlzeitkonstante  $T_{EDV}$ " eines Raumes aus Materialkonstanten und Raumgeometrie zu bestimmen. Dieses Verfahren kann zur Ermittlung der inneren Wärmekapazität  $C_R$  (excl. Einrichtungsgegenstände) eines Gebäudes verwendet werden, wenn man entsprechend obiger Annahme das Gebäudeinnere als einen Raum auffaßt und näherungsweise die Konstanz von  $U_{ij}$  für die gewählten Randbedingungen voraussetzt. Da Rouvel den Relaxationsvorgang anhand von Raumlufthtemperaturen  $\theta_{RL}(t)$  beschreibt, muß hier ferner angenommen werden, daß die Temperaturen der raumseitigen Oberflächen einen ähnlichen Verlauf wie  $\theta_{RL}$  nehmen (vgl. 2.2.3). Für den gewählten Auskühlvorgang bei Rouvel ist diese Annahme wegen fehlender Wärmequellen im Raum und fehlender Belüftung jedoch gerechtfertigt. Bezüglich der ausführlichen Beschreibung der zugrundeliegenden Annahmen sei auf /43/ verwiesen. Das im folgenden vorgestellte Verfahren zur Ermittlung von  $C_R$  greift den Ansatz des Rouvelschen Verfahrens auf und erweitert es.

Ausgangspunkt für die Übertragung des Verfahrens ist die Gleichsetzung der Relaxationszeit  $\tau_R$  mit den Auskühlzeitkonstanten  $T_{EDV}$ :

$$\tau_R = T_{EDV} \quad , \quad (2:8a)$$

woraus unmittelbar folgt

$$C_R = U_R T_{EDV} \quad . \quad (2:8b)$$

Die Annahme (2:8a) bedeutet gemäß der Definition von  $T_{EDV}$  als Kenngröße eines "realen"\* nur näherungsweise exponentiellen Einschwingvorgangs  $\theta_{RL}^{EDV}(t)$ :

$$T_{EDV} = \frac{t_2 - t_1}{\ln \frac{\theta_{RL}^{EDV}(t_1) - \theta_{RL\infty}^{EDV}}{\theta_{RL}^{EDV}(t_2) - \theta_{RL\infty}^{EDV}}} \quad , \quad (2:9)$$

daß das Ein-Kapazitäten-Modell nach Einschwingen über das Zeitintervall  $(t_1, t_2)$  als Endtemperatur die Temperatur des "realen Vorgangs ergibt -

---

\* bei Rouvel durch ein entsprechend detailliertes Computermodell simuliert

gleiche Anfangstemperaturen vorausgesetzt.  $\theta_{RL}^{EDV}$  ist dabei analog zu (2:6) eine Gleichgewichtslufttemperatur, wobei die Wärmequellen  $\dot{Q}_k$  hier gleich Null gesetzt sind. Um eine sinnvolle eindeutige Definition von  $T_{EDV}$  zu erhalten, werden für  $t < t_1$  stationäre Verhältnisse sowie für  $t \geq t_1$   $\dot{Q}_k = 0$  verlangt und  $t_2 - t_1 = 12$  h gesetzt /43/. Letztere Annahme entspricht einer Optimierung des Ein-Kapazitäten-Ansatzes hinsichtlich der wichtigen Auskühl- und Aufheizprozesse im Halbtagesrhythmus.

Das Rouvelsche Verfahren zur Bestimmung von  $T_{EDV}$  aus Materialkonstanten und Raumaufbau kann nun mittels (2:8b) direkt als Verfahren für die Bestimmung von  $C_R$  formuliert werden. Da sich das Rouvelsche Verfahren auf unmöblierte Räume bezieht, erhält man zunächst nur den reinen Gebäudeanteil  $C_R^{bau}$  durch Summation über die Raumwände i:

$$C_R^{bau} = \sum_i C_i - C_0(U_R) \quad . \quad (2:10)$$

Das Korrekturglied  $C_0(U_R)$  läßt sich für die Berechnung von Gebäuden im allgemeinen vernachlässigen ( $C_0(U_R) < 0,3$  kWh/K für  $U_R > 125$  W/K). Die effektiven Wärmekapazitäten  $C_i$  ergeben sich durch Aufsummation der Wärmespeicherfähigkeit  $V_{ik}c_{ik}\rho_{ik}$  der einzelnen Wandschichten k unter Berücksichtigung eines wärmedämmungsabhängigen Korrekturfaktors  $f_{1i}$  und eines pauschalen Korrekturfaktors  $f_2$  /43/:

$$C_i = f_2 * f_{1i} \sum_k V_{ik}c_{ik}\rho_{ik} \quad . \quad (2:11)$$

Für Außenwände ohne Wärmedämmschicht sind hierbei nach Rouvel Schichten bis zur Wandmitte zu berücksichtigen; bei Außenwänden mit Wärmedämmschicht bis zur Hälfte der innenliegenden Schichten vor der Wärmedämmung. Für Dächer erstreckt sich die Summation in (2:11) bis zur Mitte der Wärmedämmung. Für Innenwände werden sämtliche Wandschichten berücksichtigt.

Der Korrekturfaktor  $f_{1i}$  ergibt sich als Funktion des Wärmeleitwiderstandes  $R_i = 1/\Lambda_i$  von der Bauteilinnenoberfläche bis zur Mitte der letzten wärmespeichernden Teilschicht, die noch zur Bestimmung von  $C_i$

herangezogen wird, d.h. Wärmedämmschichten finden keine Berücksichtigung.  $f_{1j}$  ist in Bild 2:4 angegeben. Für  $f_2$  gilt:

$$f_2 = 1/1,15 \quad . \quad (2:12)$$

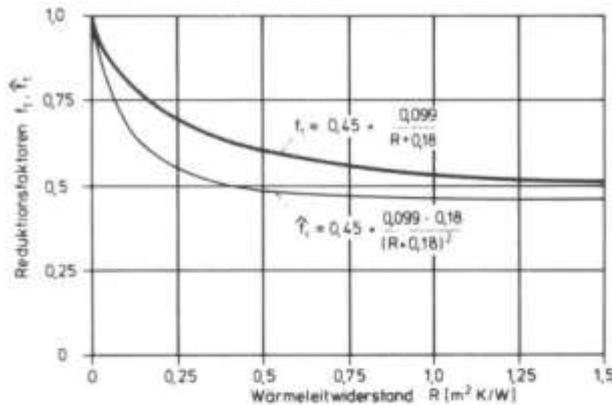


Bild 2.4 Reduktionsfaktoren  $f_1, \hat{f}_1$  für Wärmespeicherung

Die dem hier vorgetragenen Verfahren zugrundeliegende Methode zur Berechnung der Auskühlzeitkonstante ist von Rouvel für eine größere Anzahl unterschiedlicher Raumtypen überprüft worden /43/. Die aus Materialkonstanten ermittelte effektive Relaxationszeit  $T_{EDV}$  wich hierbei um weniger als 5-10 % von der durch rechnerische Simulation gemäß (2:9) ermittelten Zeit ab. Unbefriedigend an der Methode ist jedoch, daß die Schichtenfolge auf den Abminderungsfaktor  $f_{1j}$  keinen Einfluß hat. Ferner ist unplausibel, daß bei außengedämmten Außenwänden nur die Hälfte der innenliegenden Schichten Berücksichtigung finden soll. Beide Vereinfachungen beanspruchen in der Tat nur Gültigkeit für bisher "typische" Bauweisen (geringe Außendämmung, keine Schichtenfolgen mit dazwischenliegenden dünnen Dämmschichten) /44/. Eine Verallgemeinerung des Verfahrens kann dadurch erreicht werden, daß (2:11) ersetzt wird durch

$$C_i = f_2 \sum_k \hat{f}_{1ik} c_{ik} \rho_{ik} V_{ik} f_{3ik} \quad , \quad (2:13)$$

wobei sich die Summation über sämtliche Wandschichten erstreckt und  $\hat{f}_{1ik}, f_{3ik}$  schichtbezogene Abminderungsfaktoren sind.

$\hat{f}_{1ik}$  läßt sich aus der Forderung abschätzen, daß (2:13) für Schichten ähnlichen Materials und  $f_{3ik} = 1$  in (2:11) übergehen muß. Für eine Wandtiefe  $s$  muß daher gelten:

$$\int_0^s \hat{f}_1(x) dx = f_1(s) \quad . \quad (2:14)$$

Daraus folgt:

$$\hat{f}_{1ik} = R_{ik} \frac{df_i(R_{ik})}{dR_{ik}} + f_1(R_{ik}) \quad , \quad (2:15)$$

wobei  $R_{ik}$  in  $\frac{m^2K}{W}$  der Wärmeleitwiderstand von der Bauteilinnenoberfläche bis zur Mitte der Schicht  $k$  ist. Beachtet man, daß in guter Näherung

$$f_{1i}(R_i) \approx 0,45 + \frac{0,099}{(R_i * W / (m^2K) + 0,18)} \quad , \quad (2:16)$$

so ergibt (2:15):

$$\hat{f}_{1ik} = 0,45 + \frac{0,099 + 0,18}{(R_{ik} * W / (m^2K) + 0,18)^2} \quad . \quad (2:17)$$

$f_{3ik}$  trägt in Verallgemeinerung der Rouvelschen Annahme dem Temperaturgefälle in Außenbauteilen und der damit verbundenen Abnahme des wärmespeichernden Beitrags außenliegender Schichten Rechnung und wird daher gesetzt (vgl. /45, 46/):

$$f_{3ik} = \begin{cases} \frac{R_i - R_{ik}}{R_i} & \text{für Außenbauteile} \quad , \\ 1 & \text{sonst} \quad , \end{cases} \quad (2:18)$$

wobei  $R_i$  der gesamte Wärmeleitwiderstand des Außenbauteils ist. Für außenliegende Schichten geht  $f_{3ik}$  somit gegen Null, für innenliegende gegen eins. Für ein homogenes Außenbauteil ist  $f_{3ik} = 1/2$ .

Im folgenden wird das Rouvelsche Verfahren in dieser erweiterten Form zur Bestimmung von  $C_R^{\text{bau}}$  angewandt. Um die gesamte innere Wärmekapazität  $C_R$  des Gebäudes zu erhalten, muß schließlich noch die Wärmekapazität der Einrichtungsgegenstände zu  $C_R^{\text{bau}}$  addiert werden. Die Einrichtungsgegenstände können als Innenbauteile angesehen werden, so daß sich die Berechnung der Wärmekapazität in obiges Schema eingliedern läßt. Vernachlässigt man ihre Eigendämmung, kann vereinfachend  $\hat{f}_{1ik}$  gleich 1 gesetzt werden, so daß nur der Abminderungsfaktor  $f_2$  zu berücksichtigen ist.

### 2.2.3. Wärmeübertragung durch den oberhalb des Erdreiches liegenden Teil der Gebäudehülle

Zur Beschreibung der Wärmegewinne\*  $\dot{Q}_i(\theta_R, \theta_{aj})$  sind die bezogenen Wärmeströme  $U_{ij}$  für Transmission und Lüftung, sowie die effektiv wirksamen Umgebungs- und Innentemperaturen  $\theta_{aj}$  und  $\theta_R$  zu bestimmen. Da für ans Erdreich grenzende Flächen besondere Gesetzmäßigkeiten gelten, beschränken wir uns hier zunächst auf den oberhalb des Erdreichs liegenden Gebäudeteil.

#### 2.2.3.1. Transmission

Der bezogene Wärmestrom\*\*  $U$  ergibt sich für luftundurchlässige Teile der oberhalb des Erdreichs liegenden Gebäudehülle aus dem Wärmedurchlaßwiderstand  $1/\Lambda$  des Bauteils, den Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha_i$  und  $\alpha_a$  und der Bauteilfläche  $A$  zu

$$U = A (1/\alpha_i + 1/\Lambda + 1/\alpha_a)^{-1} = A * k \quad . \quad (2:19)$$

Die inneren Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha_i$  werden je nach Wärmestromrichtung gemäß DIN 4701 zu 8,1 bzw. 5,8  $\text{W}/\text{m}^2\text{K}$  angenommen. Hiermit werden die Wärmeübergangsverhältnisse zwar nur angenähert beschrieben, eine

---

\* Verluste werden als negative Gewinne gezählt

\*\* Die Indizes  $ij$  seien im folgenden aus Gründen der Übersichtlichkeit weggelassen

genauere Erfassung erscheint jedoch nur dann sinnvoll, wenn gleichzeitig die Verteilung der Innenwände sowie die Art des Heizsystems spezifiziert werden. Dies ist im vorliegenden Modell aus Gründen der Einfachheit nicht erfolgt.  $1/\Lambda$  berechnet sich als Summe der Wärmeleitwiderstände von Wandschichten bzw. effektiver Wärmeleitwiderstände von Luftschichten. Für Fenster sind zeitabhängige  $1/\Lambda$ -Werte gemäß dem vorgegebenen Simulationsprofil für Rolladenbetätigung vorgesehen. Der äußere Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_a$  wird im vorliegenden Modell als Variable behandelt, da sein jeweiliger Wert für die großen Schwankungen unterworfenen Wärmebilanz an der Gebäudeoberfläche und somit für den Wärmestrom  $\dot{Q}(\theta_R, \theta_a)$  von besonderer Bedeutung ist (s.u.).

Sieht man von der Veränderlichkeit von  $\alpha_a$  ab, so entspricht die Definition des k-Wertes nach (2:19) der Vorgehensweise in DIN 4701. Mit der Spezifizierung des k-Wertes ist die Raumtemperatur  $\theta_R$  als Bezugspunkt der Wärmeleitungsverluste in ihre Bedeutung fixiert worden. Sie stellt ein gebäudeabhängiges gewichtetes Mittel der Raumluft- und Oberflächentemperaturen dar /47/. Da sie jedoch nicht notwendigerweise dem Mittelwert entspricht, der erreicht werden muß, um in einem vorgegebenen Teil des Aufenthaltsbereiches Komfort sicherzustellen, müssen je nach Komfortansprüchen Korrekturen vorgenommen werden /47/. Die Korrekturen können in ihrer Auswirkung auf den Wärmebedarf durch Zuschlagfaktoren zum k-Wert berücksichtigt werden. Sie sind jedoch im allgemeinen erst oberhalb von  $k=1,25 \text{ W/m}^2\text{K}$  notwendig /48/, so daß sie in gut wärmedämmten Gebäuden meist vernachlässigt werden können. Wir werden von Zuschlägen deshalb zunächst absehen. Eine gesonderte Betrachtung hierzu wird in Kap. 4.5. angestellt.

Der äußere Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_a$  ergibt sich als Summe des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha_c$  und einem effektiven Wärmeübergangskoeffizienten für Strahlung  $\alpha_s$ :

$$\alpha_a = \alpha_c + \alpha_s \quad . \quad (2:20)$$

In Anbetracht der Unsicherheiten bezüglich der Luftkonvektion an der Gebäudeoberfläche /49-51/ genügt es, für  $\alpha_c$  eine einfache lineare

Beziehung in der mittleren Windschwindigkeit  $w$  der Gebäudeumgebung anzunehmen:

$$\alpha_c = a_c + b_c w, \quad a_c = 5,6 \text{ W/m}^2\text{K}, \quad (2:21)$$
$$b_c = 3,9 \text{ W/s/m}^3\text{K}.$$

Die Koeffizienten  $a_c$ ,  $b_c$  sind sich durch Anpassung an bekannte Näherungsformeln für  $w \leq 5 \text{ m/s}$  und  $w \geq 5 \text{ m/s}$  (/52/, S. 114) ermittelt worden.

$\alpha_s$  wird für die betrachteten Bauteiloberflächen zusammen mit dem Algorithmus für die Strahlungslufttemperatur  $\theta_{as}$ , die als eine effektive Umgebungstemperatur angesehen werden kann, bestimmt. Hier sei der Algorithmus von /53/ zugrunde gelegt. Ausgehend von einem linearen Ansatz

$$\sigma T^4 = a + b \theta \quad (2:22)$$

für die langwellige Emission  $\epsilon_L T^4$  der Bauteiloberfläche ergibt der Algorithmus mit der Definition

$$\alpha_s = \epsilon_L b \quad (2:23)$$

für die Strahlungslufttemperatur  $\theta_{as}$  die Formel\*:

$$\theta_{as} = \theta_{aL} + \frac{\alpha_K G + \alpha_L L - \epsilon_L (a + b \theta_{aL})}{\alpha_a}. \quad (2:24)$$

Hierbei sind

- $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$  die Stefan-Boltzmann-Konstante,
- $\theta, T$  : Oberflächentemperaturen in °C bzw. K,
- $a, b$  : Regressionskoeffizienten,
- $\epsilon_L$  : (hemisphärischer) Emissionsgrad für langwellige Strahlung,
- $\alpha_L, \alpha_K$  : (hemisphärische) Absorptionsgrade für langwellige bzw.

---

\* Bei etwas anderer Zusammenfassung von Termen als in /53/

kurzwellige Strahlung,

$\theta_{aL}$  : Außenlufttemperatur,

G, L : globale kurzwellige bzw. langwellige Einstrahlung.

Der Algorithmus ist so konzipiert, daß, wenn (2:22) streng erfüllt ist,  $\alpha_a (\theta_{aS} - \theta)$  exakt den Wärmestrom an der Oberfläche und (2:3), (2:19) mit  $\theta_a = \theta_{aS}$  exakt den stationären Wärmestrom  $\dot{Q}(\theta_R, \theta_a)$  bestimmen. Im folgenden wird näherungsweise gesetzt (siehe 2.4):

$$a = 314 \text{ W/m}^2, \quad b = 5,14 \text{ W/m}^2\text{K} \quad . \quad (2:25)$$

Beachtet man, daß  $a+b \theta_{aL} \approx \sigma T_{aL}^4 (\pm 2 \text{ W/m}^2\text{K})$  und typischerweise  $\epsilon_L \approx \alpha_L$  gilt, so wird deutlich, daß der Term  $\alpha_{LL} - \epsilon_L (a+b \theta_{aL})$  in (2:24) proportional zur Differenz zwischen der tatsächlichen langwelligen Einstrahlung L und der Strahlung eines schwarzen Körpers der Temperatur  $T_{aL}$  ist. Die Strahlungslufttemperatur nach /53/ in Form von (2:24) stellt somit einen einfachen Bezug zu Ansätzen her, die den langwelligen Strahlungsaustausch vernachlässigen /54/ oder annehmen, daß die Umgebung wie ein schwarzer Körper der Temperatur  $T_{aL}$  strahlt. Bei Berücksichtigung dieses Bezuges kann die Arbeit von Fohry /55/ zur Verallgemeinerung von (2:24) auf hinterlüftete Fassaden verwendet werden (siehe hierzu auch /56, 57/, Abschnitt 3.3.5).

Das instationäre Verhalten von Bauteilen führt dazu, daß Änderungen der Umgebungsbedingungen sich nur gedämpft und phasenverschoben im Gebäudeinneren auswirken. Die allgemeine, genaue Berücksichtigung dieses Verhaltens ist natürlich nur durch detaillierte Modelle möglich, die die Fouriergleichung für beliebige Randbedingungen lösen.

Die hier verwendete Näherung berücksichtigt die instationären Effekte - ähnlich dem Verfahren der äquivalenten Temperaturdifferenzen /58-61/ - durch Definition einer effektiven Umgebungstemperatur  $\theta_a(t)$  für Wände und Dächer:

$$\theta_a(t) = \theta_{aS}(t') + f(\theta_{aS}(t') - \bar{\theta}_{aS}(t')) \quad . \quad (2:26)$$

Darin bedeuten:

- $t'$  : um das Intervall  $\Delta t$   
retardierte Zeit, d.h.  $t' = t - \Delta t$ ,  
 $f$  : Dämpfungsfaktor,  
 $\bar{\theta}_{as}(t')$  : Mittelwert von  $\theta_{as}$  über die  $t'$   
vorausgehenden 24 h, d.h.

$$\bar{\theta}_{as}(t') = \int_{t'-24h}^{t'} \theta_{as}(t'') dt'' / 24h \quad .$$

$f$  und  $\Delta t$  werden für das gegebene Bauteil unter der Randbedingung  $\theta_R = \text{const.}$  und  $\theta_{as} \sim \sin(t/24h)$  nach bekannten Verfahren bestimmt /62-64/. Einen übersichtlichen Algorithmus stellt Hauri vor /65/. Anstelle von  $f$  wird dort der dynamische  $k$ -Wert  $k_{dyn}$  angegeben, aus dem sich  $f$  nach

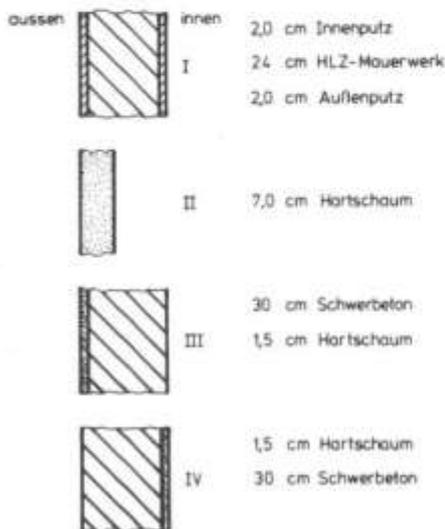
$$f = k_{dyn}/k \quad (2:27)$$

jedoch unmittelbar bestimmen läßt.

In Tab. 2:1 sind die Kennzahlen  $f$  und  $\Delta t$  für vier sehr unterschiedliche Wandkonstruktionen (Bild 2:5) aufgeführt. Diese zeigen, daß insbesondere für schwere Bauteile die Berücksichtigung des Dämpfungseffektes von Bedeutung ist, da sonst die Wärmestromschwankung durch die Außenwände erheblich überschätzt werden kann.

Die oben gewählten Randbedingungen entsprechen dem thermostatisierten Raum, für den die Berücksichtigung der Instationarität des Wärmedurchgangs wegen der Unwirksamkeit der inneren Wärmekapazität besonders wichtig ist. Der zur Bestimmung von  $\Delta t$  und  $f$  angenommene sinusförmige Verlauf der Umgebungstemperaturen entspricht näherungsweise durchschnittlichen Bedingungen (/52/, S. 11; /66/). Höhere harmonische Schwingungsanteile sind im allgemeinen von bauphysikalisch untergeordneter Bedeutung /67, 68/. Für konstante Raumtemperaturen und typische Umgebungsbedingungen kann die vorliegende Beschreibung deshalb als gute Näherung angesehen werden.

Im Falle schwankender Raumtemperaturen scheint die Näherung gemäß (2:26) mit den zur Bestimmung von  $\Delta t$  und  $f$  herangezogenen Randbedingungen unzutreffend zu sein. So ist im "frei schwingenden Fall", der der Definition des Temperaturamplitudenverhältnisses /68/ zugrunde gelegt wird, die Wärmestromamplitude an der Innenwandoberfläche gleich Null, was durch (2:26) nicht notwendigerweise gegeben ist. Ferner bringt  $f$  bzw. der dynamische  $k$ -Wert die beim Temperaturverhalten beobachtete Asymmetrie in der Schichtenreihenfolge unterschiedlicher Wände nicht voll zum Ausdruck (Tab. 2:1). Diese scheinbaren Inkonsistenzen lösen sich jedoch auf, wenn man berücksichtigt, daß der mittels (2:26) und (2:3) berechnete Wärmestrom im Ein-Kapazitäten-Modell an die innere Gebäudekapazität gekoppelt wird /69/. Im Fall schwankender Raumtemperaturen dämpft diese Kapazität den Wärmestrom zusätzlich ab und zwar um so stärker, je größer der Anteil an wärmespeichernden Bauteilschichten



	$k$ -Wert [W/m <sup>2</sup> K]	$k_{dyn}$ [W/m <sup>2</sup> K]	Dämpfungs- faktor $f$	Phasenver- schiebung $\Delta t$ [h]
I	1,09	0,48	0,44	7,8
II	0,39	0,39	0,999	0,2
III	1,08	0,15	0,14	9,3
IV	1,08	0,23	0,21	8,6

Bild 2:5 Wandkonstruktionen (nach /67/)

Tab. 2:1 Wärmetechnische Kennzahlen der Wandkonstruktionen I-IV von Bild 2:5

innerhalb der Wärmedämmung ist. Im Prinzip ließe sich die effektive Wärmekapazität der Außenwände sogar so bestimmen, daß der nach (2:26) bestimmte Wärmestrom zu einer Fluktuation der Raumtemperatur  $\theta_R$  führt, deren Amplitude derjenigen des Temperaturamplitudenverhältnisses gleicht (die Phasenverschiebung ist ohnehin in beiden Fällen annähernd gleich /67/). Auf diesen Weg soll hier jedoch zugunsten der Definition nach Rouvel verzichtet werden, da gerade bei stark schwankenden Raumtemperaturen im allgemeinen Effekte dominieren, die über Wärmequellen (Sonneneinstrahlung, interne Lasten) und Lüftung induziert werden /70-73/. Die Dominanz dieser Effekte läßt sich bereits aus der Größenordnung der dynamischen k-Werte in Tab. 2:1 abschätzen, wenn man die Wärmestromamplituden  $k_{dyn} \Delta \theta_{as}$  mit typischen Schwankungen der Sonneneinstrahlung durch Fenster und den Lüftungswärmeverlusten bei mehrfachem Luftwechsel vergleicht. Genauere Aussagen über den Einfluß der dynamischen Wandkenngrößen und mit ihnen assoziierter Fehler lassen sich mittels einer Empfindlichkeitsanalyse (siehe Kap. 4.5.2) machen.

#### 2.2.3.2. Luftwechsel

Mit dem Luftaustausch zwischen Gebäudeinnerem und Umgebung ist ein Wärmestrom  $\dot{Q}_L$  verbunden, der in seiner Größe von den zufließenden Luftmassenströmen  $\dot{m}_{zu j}$  und deren Temperaturen  $\theta_{zu j}$  sowie den abfließenden Strömen  $\dot{m}_{ab i}$  und deren Temperatur  $\theta_{ab i}$  abhängt:

$$\dot{Q}_L = c \sum_{ij} (\dot{m}_{zu j} \theta_{zu j} - \dot{m}_{ab i} \theta_{ab i}) \quad , \quad (2:28)$$

c: mittlere spezifische Wärmekapazität .

Die Ablufttemperaturen können näherungsweise der Raumtemperatur  $\theta_R$  gleichgesetzt werden /74/. Für die Zulufttemperaturen  $\theta_{zu j}$  gilt allgemein

$$\theta_{zu j} = \theta_{aL j} + (\theta_R - \theta_{aL j}) * \eta_j \quad , \quad (2:29)$$

wobei  $\theta_{aL j}$  die Temperatur der zugeführten Umgebungsluft ist, während  $\eta_j$  den Wirkungsgrad einer möglichen Wärmerückgewinnung darstellt.

Der Wirkungsgrad  $\eta_j$  beinhaltet hier pauschal u.a. etwaige Gewinne und Verluste eines Kanalsystems und ist gegebenenfalls weiter aufzuschlüsseln (Kap. 3.3). Mit (2:29) vereinfacht sich (2:28) zu

$$\dot{Q}_L = \sum_j U_{aj} (\theta_{aj} - \theta_R) \text{ oder } \dot{Q}_L = \sum_j \tilde{U}_{aj} (\tilde{\theta}_{aj} - \theta_R) \quad , \quad (2:30)$$

wobei

$$U_{aj} = \dot{m}_{zu,j} c = \dot{V}_{zu,j} \rho_j c, \quad \tilde{U}_{aj} = U_{aj} \cdot (1 - \eta_j), \quad \theta_{aj} = \theta_{zu,j}, \quad \tilde{\theta}_{aj} = \theta_{aL,j} \quad .$$

(2:28) läßt sich somit der Schreibweise (2:3) unterordnen.

Die bezogenen Wärmeströme  $U_{aj}$  sind über die Massenströme  $\dot{m}_{zu,j}$  in komplexer Weise von der Verteilung der Undichtigkeiten und Öffnungen in der Gebäudehülle, deren Größe, Oberflächenbeschaffenheit und Geometrie sowie von umgebungs- und nutzungsbedingten Einflüssen abhängig /74-81/. Es gibt detaillierte Netzwerkmodelle /82, 83/, die, basierend auf Massenstrombilanzen und Gleichungen für die stationäre Luftströmung durch Gebäudeöffnungen, den Luftaustausch zwischen Gebäude und Umgebung berechnen können. Da der mit ihnen verbundene Rechenaufwand jedoch erheblich ist und die notwendigen Eingabeparameter meist nicht bekannt sind, werden für das Ein-Kapazitäten-Modell vereinfachte Algorithmen zur Berechnung des Luftwechsels herangezogen.

Eine Analyse der Literatur /74-98/ ergab, daß zur Beschreibung der Fugenlüftung ("Infiltration") in Ein- und Zweifamilienhäusern ein Ansatz ausreichend ist, der als meteorologische Parameter die lokale Windgeschwindigkeit  $w = |\vec{w}|$  und die Außenlufttemperatur  $\theta_{aL}$ , genauer  $\Delta T = T_{aL} - T_R$  enthält /75, 76, 84, 86, 87, 91-95, 97, 98/. Hiermit werden die Wirkung des Winddruckes und des thermischen Auftriebs weitgehend erfaßt. Die Hinzunahme anderer Parameter führt zu komplexeren Formeln, ohne im allgemeinen wesentlich exaktere Ergebnisse zu liefern (siehe z.B. /94/). Ferner zeigen die Untersuchungen, daß sich das Parameterfeld  $(w, |\Delta T|)$  in zwei relativ große Bereiche aufteilen läßt, in denen entweder  $w$  oder  $|\Delta T|$  dominiert. Der Luftwechsel in diesen Bereichen läßt sich meist durch eine n-te Potenz  $(w^2)^n$  bzw.  $|\Delta T|^n$  beschreiben, wobei im allgemeinen  $0,5 \leq n \leq 0,7$  gefunden wurde. Diesen

Erkenntnissen trägt der hier verwendete, einfache Ansatz von Dick und Thomas /76/ Rechnung. Normiert man wie üblich die Luftwechselrate auf das Gebäudevolumen  $V$ , so läßt sich die resultierende Fugenlüftungsrate  $n_{Fug} = \dot{V}_{Fug} / V$  durch folgende Gleichung beschreiben:

$$n_{Fug} = \max (a_1 w, a_2 \sqrt{|\Delta T|}) \quad . \quad (2:31)$$

Die Konstanten  $a_1$  und  $a_2$  können jeweils experimentell ermittelt oder an typische Luftwechselwerte für verschiedene Gebäudestandards angepaßt werden. Vernachlässigt man den inneren Luftwiderstand eines Gebäudes, so läßt sich  $a_1$  auch als Funktion der Durchlässigkeit ( $a^*$ ) der Gebäudehülle, des Durchlässigkeitsanteils  $\eta_+$  der angeströmten Seite und der Druckbeiwerte  $\psi_+$  ( $\psi_-$ ) der (nicht) angeströmten Seiten abschätzen zu:

$$a_1 = \frac{\eta_+}{\left(1 + \left(\frac{\eta_+}{1 - \eta_+}\right)^2\right)^{1/2}} * (\psi_+ - \psi_-) * (a^*) \quad . \quad (2:32)$$

Bei homogener Verteilung der Undichtigkeiten ( $a^*$ ) über die Außenwände der Höhe  $h$  ergibt sich für  $a_2$ :

$$a_2 = \frac{1}{3} (a^*) \left( \frac{\rho_{aL} g h}{2 T_R} \right)^{1/2} \quad (2:33)$$

$$g = 9,81 \text{ m/s}^2$$

$$\rho_{aL} = \text{Dichte der Außenluft} \approx 1,3 \text{ kg/m}^3 \text{ (bei } \theta_{aL} = 0^\circ\text{C)}$$

$$T_R \approx 293 \text{ K}$$

Für gegebene Werte von  $\eta_+$ ,  $\psi_+ - \psi_-$  und  $h$  ist durch (2:32) und (2:33) der Quotient  $a_1/a_2$  bestimmt. Es genügt daher häufig die Vorgabe einer der beiden Koeffizienten (gewöhnlich  $a_1$ ), um den anderen Koeffizienten näherungsweise zu ermitteln.

Die einfachen Formeln (2:31) - (2:33) eignen sich zur Beschreibung des Fugenlüftungsverhaltens typischer Ein- und Zweifamilienhäuser. Da die Gebäudeverhältnisse hinsichtlich der Verteilung von Undichtigkeiten und Öffnungen jedoch eine große Variationsbreite besitzen, können im

Einzelfall je nach Genauigkeitsanforderungen Zusatzbetrachtungen erforderlich werden. Dies gilt insbesondere für Gebäude mit besonderen Leckbereichen, wie Durchführungen von Luftkanal- und Rohrleitungssystemen (siehe Kap. 3.3.).

Nur eine näherungsweise Beschreibung ist auch für den benutzerbedingten Luftwechsel möglich. Dies gilt insbesondere für die Belüftung /76, 80, 82, 84, 88, 90, 99-104/ von Gebäuden durch das Öffnen von Fenstern oder speziellen Belüftungsvorrichtungen (pauschal "Fensterlüftung" bzw. "natural ventilation" genannt), da die Benutzergewohnheiten sehr unterschiedlich sind. Wie verschiedene Untersuchungen zeigen, läßt sich während eines großen Teil des Jahres jedoch ein allgemeiner Trend dahingehend ausmachen, daß die Anzahl geöffneter Belüftungsvorrichtungen mit der durchschnittlichen Außentemperatur  $\theta_{aL}$  steigt und mit zunehmender Windgeschwindigkeit  $w$  sinkt /76, 88, 99-101/. Der Einfluß anderer meteorologischer Größen /100/ ist vergleichsweise gering und kann zum Teil über eine Korrelation zur mittleren Außenlufttemperatur indirekt berücksichtigt werden (wie beispielsweise der Einfluß der Luftfeuchte). Als Ansatz für den durch Fensterlüftung bedingten "Grundluftwechsel" wird daher die Formel

$$n_G = \max (a_3 + a_4\theta_{aL} + a_5w, a_6) \quad (2:34)$$

gewählt. Die Koeffizienten  $a_3$ ,  $a_4$ ,  $a_5$  sind benutzerabhängig /100/. Sie können vorgegeben oder durch Anpassung an experimentelle Ergebnisse (Feldversuche) ermittelt werden.  $a_6 \geq 0$  ist ein minimaler Luftwechsel, der hier entsprechend hygienischer Mindestanforderungen /105-109/ konstant oder als Funktion der Bewohnerzahl angenommen wird.

Das Lüftungsverhalten bei erhöhter Raumtemperatur wird im vorliegenden Modell durch einen zusätzlichen Term  $a_7(\theta_R, \theta_{aL})$  erfaßt:

$$a_7(\theta_R, \theta_{aL}) = \begin{cases} 0 & \text{für } \theta_R \leq \theta_{aL} \\ \text{const.} & \text{für } \theta_R > \theta_{aL} \\ & \text{und } \theta_R \geq \theta_p \end{cases} , \quad (2:35)$$

so daß sich als gesamte (Fenster-) Lüftungsrate ergibt:

$$n_F = \max(n_G, a_7) \quad . \quad (2:36)$$

Der Einsatzpunkt  $\theta_p$  wird im vorliegenden Modell vom Raumklimaverlauf des letzten Tages abhängig gemacht, um beispielsweise nach einer Überhitzung durch frühzeitigeres Lüften eine erneute Überhitzung zu verhindern.\*

Maschinelle Lüftung ("controlled ventilation") wird durch eine dritte Luftwechselrate  $n_C$  berücksichtigt.  $n_C$  kann nach einem vorgegebenen Simulationsprofil, ebenso wie der ihr zugeordnete Wärmerückgewinnungsgrad  $\eta_C$ , in Abhängigkeit von der Raumtemperatur und den Außenbedingungen variiert werden. Wie im Fall der Fensterlüftung, so soll auch hier hinsichtlich der Anwendung eine Grundlüftung von einer erhöhten Lüftung unterschieden werden (siehe Kap. 4). Es gelten dann zu (2:35) und (2:36) analoge Definitionen.

#### 2.2.4. Wärmequellen

Als Wärmequellen oder -senken  $\dot{Q}_k$  treten im Gebäude interne und solare Lasten, sowie die zugeführte Heiz- oder Kühlenergie auf.

Unter internen Lasten wird hier die von Personen, Beleuchtung, Geräten und Maschinen abgegebene sensible Wärme verstanden. Die Abgabe feuchter Wärme wird, falls die feuchte Kühllast eines Gebäudes bestimmt werden soll, im Modell ebenfalls berücksichtigt. Die internen Lasten werden als Modellparameter entsprechend ihrer zeitlichen Abhängigkeit vorgeben.

---

\* der Index "p" steht für "passiv" und weist auf den geringen Energiebedarf der hier ergriffenen "Kühlmaßnahme" hin (im Gegensatz zu "aktiver" Kühlung mittels Kühlanlage).

Als solare Last wird hier die Wärme bezeichnet, die infolge von Sonneneinstrahlung durch Fensterscheiben im Gebäude anfällt\*. Sie ist demzufolge dem Produkt aus Glasfläche, einfallender Strahlungsintensität und Energiedurchlaßgrad /110/ gleich. Der Energiedurchlaßgrad wird als vom Einfallwinkel abhängige Größe angesetzt /111/. Die Strahlungsintensität wird gemäß der vorliegenden Fensterorientierungen, Reflexions- und Abschattungsverhältnisse als Funktion der Zeit ermittelt (siehe Abschnitt 2.4.2 und Kap. 3.3.4). Vom Benutzer ergriffene Sonnenschutzmaßnahmen werden über einen eigenen Term in (2:1) erfaßt, der die solare Last, um ihren nicht genutzten Anteil reduziert ("abgeschattete solare Last"). Abschattungsfaktoren können separat für die direkte und diffuse Einstrahlung gewählt werden. Die Betätigung des Sonnenschutzes wird analog zum erhöhten Luftwechsel (2:33) vom Raumklimaverlauf abhängig gemacht.

Heizenergie wird dem Raum zugeführt, wenn die Raumtemperatur eine vorgegebene Heiztemperatur  $\theta_H$  unterschreitet. Eine Nachtabenkung auf  $\theta_{HN}$  im Modell ist möglich. Die Heizenergie wird vom Modell gewöhnlich als "Wärmebedarf" ermittelt. Hierunter wird in Anlehnung an DIN 4701 diejenige Wärmemenge verstanden, die den Räumen über eine gegebene Zeit vom Heizsystem zugeführt werden muß, um die geforderten Raumtemperaturen aufrecht zu erhalten. Dieser Wert beinhaltet daher nicht die Verluste des Heizsystems. Im Modell kann die maximale oder momentane Heizleistung vorgegeben werden. Hierdurch kann es zu einer Unter- und Überdeckung des Wärmebedarfs kommen. Die den Räumen vom Heizsystem zugeführte Wärmemenge sei dann als Nettowärmeverbrauch bezeichnet.

Kühlenergie wird vom Raum abgeführt, wenn die Raumtemperatur eine vorgegebene Kühltemperatur  $\theta_C$  übersteigt und die vorgegebene maximale Kühlleistung  $\geq 0$  ist. Analog zum Wärmebedarf und Nettowärmeverbrauch seien hier die Ausdrücke Kühlbedarf und Nettokälteverbrauch verwendet.

---

\* Die Wärmegewinne durch solare Einstrahlung auf nicht transparente Bauteile werden hier nicht zur solaren Last gerechnet. Dieser Teil der Einstrahlung ist bereits in der Strahlungslufttemperatur (2:24) berücksichtigt und geht über die Reduktion der Transmissionsverluste in die Wärmebilanz ein.

### 2.2.5. Vergleich mit Ergebnissen eines detaillierten Modells

Ein Vergleich des Ein-Kapazitäten-Modells mit einem detaillierten Gebäudemodell, dem NBSLD-Programm /112/, ist bereits in /39/ durchgeführt worden. Das dort verwendete Ein-Kapazitäten-Modell simulierte jedoch verschiedene Größen nur als konstante Durchschnittswerte (Luftwechsel,  $\alpha_a$ ) und wich in seiner Definition des Wärme-/Kühlbedarfs (Hysterese) von der des NBSLD-Modells ab, so daß ein Vergleich über kürzere Zeiträume als 1 Tag sinnvoll nicht möglich war. Ferner wurden andere Effekte wie die Phasenverschiebung und Dämpfung des Wärmestroms durch Außenbauteile nicht berücksichtigt. Da das hier vorgestellte Modell eine verfeinerte Berechnung bei einer dem NBSLD-Modell ähnlichen\* Definition des Wärme-/Kühlbedarfs erlaubt, ist ein erneuter Vergleich insbesondere über kurze Zeitintervalle von Interesse.

Dem Vergleich liegt ein leichtes amerikanisches Gebäude mit einer geringen effektiven Wärmekapazität und einer guten Wärmedämmung zugrunde (Tab. 2:2, S. 30). Es handelt sich hierbei um ein Einfamilienhaus, daß vom National Bureau of Standards (NBS) für die Untersuchungen der IEA-Task-I-Gruppe /113/ definiert worden ist. Dabei wurde das Gebäudeinnere zu einer Zone zusammengefaßt, Mobiliar und Innenwände wurden nicht berücksichtigt.

In Bild 2:6 sind die Jahres- und Monatsergebnisse des NBSLD- und des Ein-Kapazitäten-Modells für Heizung und Kühlung in Hamburg (1973) dargestellt. Wie in /39/ sind auch hier die Abweichungen sehr gering. Die monatlichen Unterschiede der Modelle im Wärmebedarf sind während der "reinen Heizperiode" (Nov.-März) kleiner als 20 kWh/Mon. und erreichen in den Übergangsmontaten (Apr., Mai, Sep., Okt.) maximal 35 kWh/Mon. Die Unterschiede bezüglich des Kühlbedarfs sind von ähnlicher Größe.

---

\* ein Unterschied besteht darin, daß Wärme- und Kühlbedarf im NBSLD-Modell bezüglich der Raumlufttemperatur  $\theta_{RL}$  definiert werden, im Ein-Kapazitäten-Modell bezüglich der Raumtemperatur  $\theta_R$  (siehe 2.2.3.).

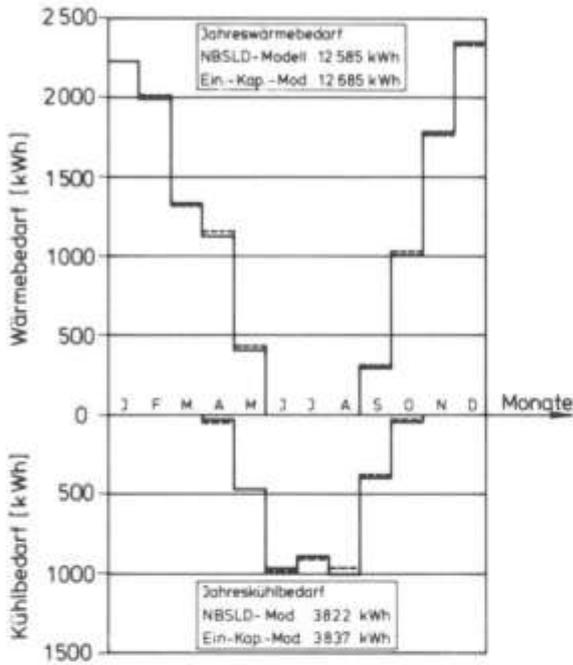


Bild 2:6 Vergleich des NBSLD (—) und des Ein-Kapazitäten-Modells (---) für Heizung und Kühlung, Hamburg 1973

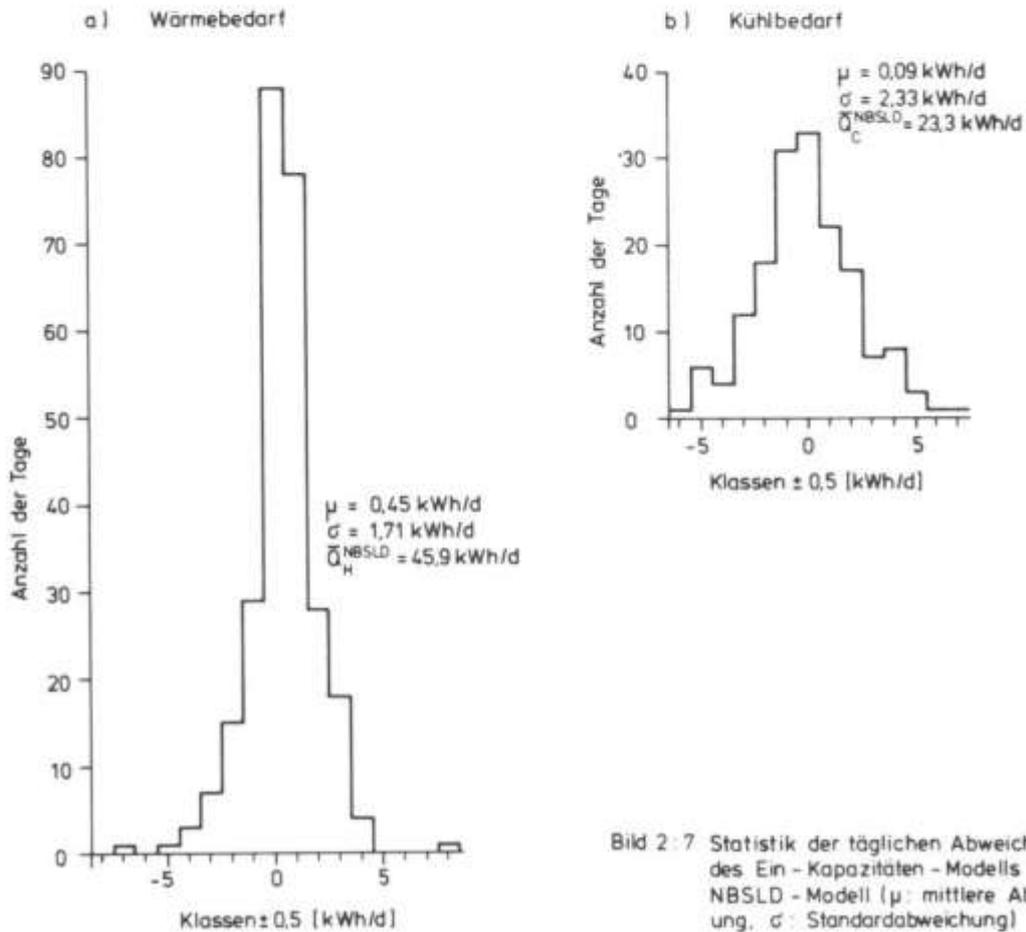


Bild 2:7 Statistik der täglichen Abweichungen des Ein-Kapazitäten-Modells vom NBSLD-Modell ( $\mu$ : mittlere Abweichung,  $\sigma$ : Standardabweichung)

<u>Abmessungen</u>					
Längen	L/B/H = 12,50m/5,88m/4,27m (Quader)				
Fensterflächen	N/O/S/W = 2,42m <sup>2</sup> /4,92m <sup>2</sup> /1,67m <sup>2</sup> /8,18m <sup>2</sup> ,				
Türfläche	Ost = 1,11m <sup>2</sup> (Holzanteil)				
<u>Bauteilkonstruktion</u>	Zusammensetzung	d[m]	λ[W/mK]	ρ[kg/m <sup>3</sup> ]	c[Wh/kgK]
Dach	Gipsplatten	0,013	,208	929	,301
	Fiberglas-Dämmg.	0,140	,040	48	,256
	Sperrholz	0,013	,145	544	,442
	Dachpappe	0,002	,080	1009	,407
	Asph. Schindel	0,003	,145	1169	,291
Wand	Gipsplatten	0,013	,208	929	,301
	Fiberglas-Dämmg.	0,089	,040	32	,256
	Sperrholz	0,010	,145	544	,442
	Rotholz	0,016	,130	416	,450
Boden (unterlüftet)	Teppich	0,006	,121	320	,250
	Sperrholz	0,016	,140	544	,442
	Fiberglas	0,191	,040	32	,267
	Grundpappe	0,006	,048	240	,405
Fenster Tür	Doppelscheiben Holz	k = 3,3 W/m <sup>2</sup> K, g <sub>max</sub> =0,69 (Gardinen) k = 1,99 W/m <sup>2</sup> K			
<u>Betriebsweise</u>					
Heiztemperatur	21,1°C				
Kühltemperatur	23,9°C				
Lüftung	n = 0,216+0,0418w <sub>10</sub> +0,0129 ΔT , w <sub>10</sub> = w <sub>10</sub> abgerundet				
Interne Lasten 0-2400 [Wh]	646, 570, 565, 536, 538, 483, 559, 1124, 1504, 1447, 1130, 1092, 1259, 466, 466, 466, 655, 1170, 1417, 1597, 907, 1179, 1120, 676				
<u>Kennzahlen</u>					
Ein-Kap.-Modell (Zeitmittel)	C <sub>R</sub> = 900 Wh/K, U <sub>R</sub> = 202 W/K, τ <sub>R</sub> = 4,5 h				

Tab. 2:2

Aufbau und Betriebsweise  
des NBS-Hauses

		Randbedingungen				Energiebedarf [kWh]					
		W e t t e r			Luft- wechsel	freie Wärme [kWh]		(Wärmebedarf: > 0, Kühlbed.: < 0)			
Zeit		Hor. Einstr. [W/m <sup>2</sup> ]	Windg. w <sub>10</sub> [m/s]	Außen- temp. [°C]		solär	intern	q <sub>I</sub> Kap	q <sub>NBSLD</sub>	Δ	
					direkt	diffus					
Std.	1	0	1,0	-11,7	,68	0,	0,	,65	6,20	6,26	-0,06
	2	0	,6	-12,0	,65	0,	0,	,57	6,06	6,38	-0,32
	3	0	,3	-12,4	,65	0,	0,	,56	6,20	6,47	-0,27
	4	0	1,1	-12,8	,70	0,	0,	,54	max→6,62	6,77	-0,15
	5	0	,4	-13,1	,66	0,	0,	,54	6,40	6,74	-0,40
	6	0	,7	-13,2	,66	0,	0,	,48	6,50	max→6,90	-0,34
	7	0	,5	-13,2	,66	0,	0,	,56	6,44	6,71	-0,25
	8	0	,3	-13,2	,66	0,	0,	1,12	5,89	6,12	-0,23
	9	24	,9	-12,3	,65	0,	,15	1,50	5,19	5,62	-0,43
	10	65	,3	-12,8	,66	0,	,42	1,45	5,07	5,38	-0,31
	11	159	,5	-11,3	,64	0,	1,02	1,13	4,43	4,93	-0,50
	12	166	1,0	-10,4	,67	0,	1,06	1,09	4,52	4,39	+0,13
	13	149	1,5	- 9,2	,65	0,	,95	1,26	4,00	3,53	+0,47
	14	123	2,3	- 7,8	,68	,62	,48	,47	4,61	4,05	+0,56
	15	95	3,1	- 7,0	,71	1,22	,35	,47	4,11	4,72	-0,61
	16	31	3,1	- 7,3	,71	1,44	,11	,47	4,14	5,21	-1,07
	17	0	2,6	- 7,7	,67	0,	0,	,65	5,38	5,25	+0,13
	18	0	1,1	- 8,0	,64	0,	0,	1,17	4,77	4,86	-0,09
	19	0	1,7	- 9,4	,65	0,	0,	1,42	4,82	5,07	-0,25
	20	0	2,0	- 9,9	,70	0,	0,	1,60	4,98	5,08	-0,10
	21	0	1,4	-10,6	,67	0,	0,	,91	5,67	5,53	+0,14
	22	0	2,4	-10,6	,71	0,	0,	1,18	5,66	5,69	-0,03
	23	0	3,0	- 9,7	,74	0,	0,	1,12	5,79	5,64	+0,15
	24	0	1,3	- 8,9	,65	0,	0,	,68	5,67	5,75	-0,08
Tag	1.12.	812	1,4	-10,6	,67	3,3	4,6	21,6	129,1	133,0	-3,9

Tab. 2:3 Stündliche Randbedingungen und Energiebedarf für den Tag mit maximalem Wärmebedarf (1.12.73, Hamburg)

		Randbedingungen					Energiebedarf [kWh]				
		W e t t e r			Luft- wechsel [h <sup>-1</sup> ]	freie Wärme [kWh]			(Wärmebedarf: >0, Kühlbed.: <0)		
Zeit	Hor. Einstr. [W/m <sup>2</sup> ]	Windg. w <sub>10</sub> [m/s]	Außen- temp. [°C]	solar direkt		diffus	intern	q <sub>1Kap</sub>	q <sub>NBSLD</sub>	Δ	
Std.	1	0	2,6	19,0	,36	0,	0,	,65	0,	- ,11	+0,11
	2	0	2,1	17,7	,38	0,	0,	,57	0,	0,	0,
	3	0	1,8	17,6	,33	0,	0,	,56	0,	0,	0,
	4	3	2,1	16,8	,38	0,	0,	,54	0,	0,	0,
	5	44	1,9	17,1	,33	,98	,20	,54	0,	0,	0,
	6	161	2,6	18,1	,37	1,50	,60	,48	- ,99	- ,22	-0,77
	7	287	2,8	20,3	,35	1,52	1,02	,56	-2,30	-1,48	-0,82
	8	406	3,2	22,1	,37	1,41	1,41	1,12	-3,48	-2,82	-0,66
	9	510	3,6	24,0	,34	1,11	1,92	1,50	-4,55	-3,70	-0,85
	10	574	4,0	25,7	,41	,90	2,19	1,45	-4,91	-4,03	-0,88
	11	734	4,4	27,9	,44	,84	2,55	1,13	-5,36	-4,27	-1,09
	12	647	5,0	29,7	,50	,28	2,66	1,09	-5,23	-4,28	-0,95
	13	721	5,9	30,0	,51	,28	2,41	1,26	-5,44	-4,61	-0,83
	14	723	5,7	31,4	,52	,70	2,11	,47	-4,98	-4,66	-0,32
	15	540	5,3	32,3	,54	,90	2,05	,47	-5,30	-5,05	-0,25
	16	497	5,2	32,1	,53	1,28	1,95	,47	min=-5,66	-5,46	-0,20
	17	335	5,7	31,9	,53	,94	1,52	,65	-5,02	-5,70	+0,68
	18	233	5,6	31,8	,53	,54	1,24	1,17	-4,81	min=-5,99	+1,18
	19	151	3,2	29,3	,41	,63	,78	1,42	-4,19	-5,64	+1,45
	20	67	3,7	28,5	,40	0	,43	1,60	-3,23	-4,72	+1,49
	21	1	3,3	26,3	,37	0,	,01	,91	-1,67	-3,18	+1,51
	22	0	1,0	24,2	,26	0,	0,	1,18	-1,58	-2,38	+0,80
	23	0	,3	21,5	,25	0,	0,	1,12	-1,07	-1,71	+0,64
	24	0	,5	20,6	,26	0,	0,	,68	- ,40	- ,79	+0,39
Tag	27.6.	6634	3,4	24,9	,40	13,8	25,0	21,6	-70,2	-70,8	+0,6

Tab. 2:4 Stündliche Randbedingungen und Energiebedarf für den Tag mit maximalem Kühlbedarf (27.6.73, Hamburg)

		Randbedingungen					Energiebedarf [kWh]				
		W e t t e r			Luft- wechsel [h <sup>-1</sup> ]	freie Wärme [kWh]			(Wärmebedarf: >0, Kühlbed.: <0)		
Zeit	Hor. Einstr. [W/m <sup>2</sup> ]	Windg. w <sub>10</sub> [m/s]	Außen- temp. [°C]	solar direkt		diffus	intern	q <sub>1Kap</sub>	q <sub>NBSLD</sub>	Δ	
Std.	1	0	2,3	9,4	,45	0,	0,	,65	1,55	1,04	+0,51
	2	0	2,0	9,6	,45	0,	0,	,57	1,62	1,34	+0,28
	3	0	2,8	8,9	,46	0,	0,	,56	1,71	1,65	+0,06
	4	0	2,4	8,2	,47	0,	0,	,54	1,83	1,85	-0,02
	5	7	4,1	9,2	,54	0,	,04	,54	1,84	1,79	+0,05
	6	60	4,2	10,2	,53	,03	,38	,48	1,43	1,34	+0,09
	7	202	5,8	11,4	,55	,27	1,18	,56	,12	,34	-0,22
	8	315	6,0	13,5	,57	,49	1,68	1,12	0,	0,	0
	9	309	8,3	15,1	,65	,30	1,68	1,50	- ,42	- ,28	-0,14
	10	386	7,5	14,7	,63	,51	1,76	1,45	-1,80	- ,64	-1,16
	11	673	8,2	17,0	,64	,94	2,27	1,13	-2,82	-1,25	-1,57
	12	703	8,1	19,3	,61	,43	2,33	1,09	-2,70	-1,67	-1,03
	13	580	8,9	20,8	,59	,23	2,37	1,26	-3,17	-2,15	-1,02
	14	236	8,1	21,7	,58	,05	1,41	,47	-1,53	-1,52	-0,01
	15	80	7,6	22,1	,53	0,	,51	,47	- ,71	-1,19	+0,48
	16	300	5,2	21,3	,46	,88	1,26	,47	-2,20	-1,74	-0,46
	17	307	4,6	21,5	,42	1,58	1,14	,65	-2,98	-2,72	-0,26
	18	121	6,9	21,8	,50	,31	,67	1,17	-1,84	-2,91	+1,07
	19	65	9,4	22,1	,62	,33	,36	1,42	-1,84	-2,95	+1,11
	20	9	9,6	17,0	,68	0	,06	1,60	- ,51	-1,57	+1,06
	21	0	8,6	13,3	,69	0,	0,	,91	0,	- ,09	+0,09
	22	0	5,4	11,0	,58	0,	0,	1,18	0,	0,	0,
	23	0	4,0	10,6	,53	0,	0,	1,12	,02	0,	+0,02
	24	0	3,5	8,3	,51	0,	0,	,68	1,65	,61	+1,04
Tag	5.5.	4353	5,6	14,9	,55	6,4	19,1	21,6	11,8	10,0	+1,8
									-22,5	-20,7	-1,8

Tab. 2:5 Stündliche Randbedingungen und Energiebedarf für einen Tag der Übergangsperiode (5.5.73, Hamburg)

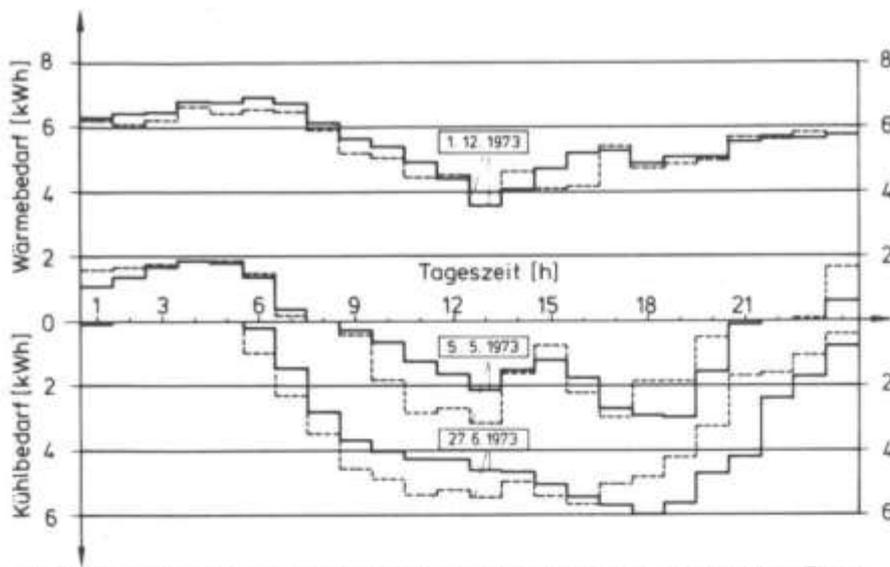


Bild 2.8 Vergleich des stündlichen Wärme-/Kühlbedarfs an ausgewählten Tagen für das NBSLD-(—) und das Ein-Kapazitäten-Modell (---), Hamb. 73

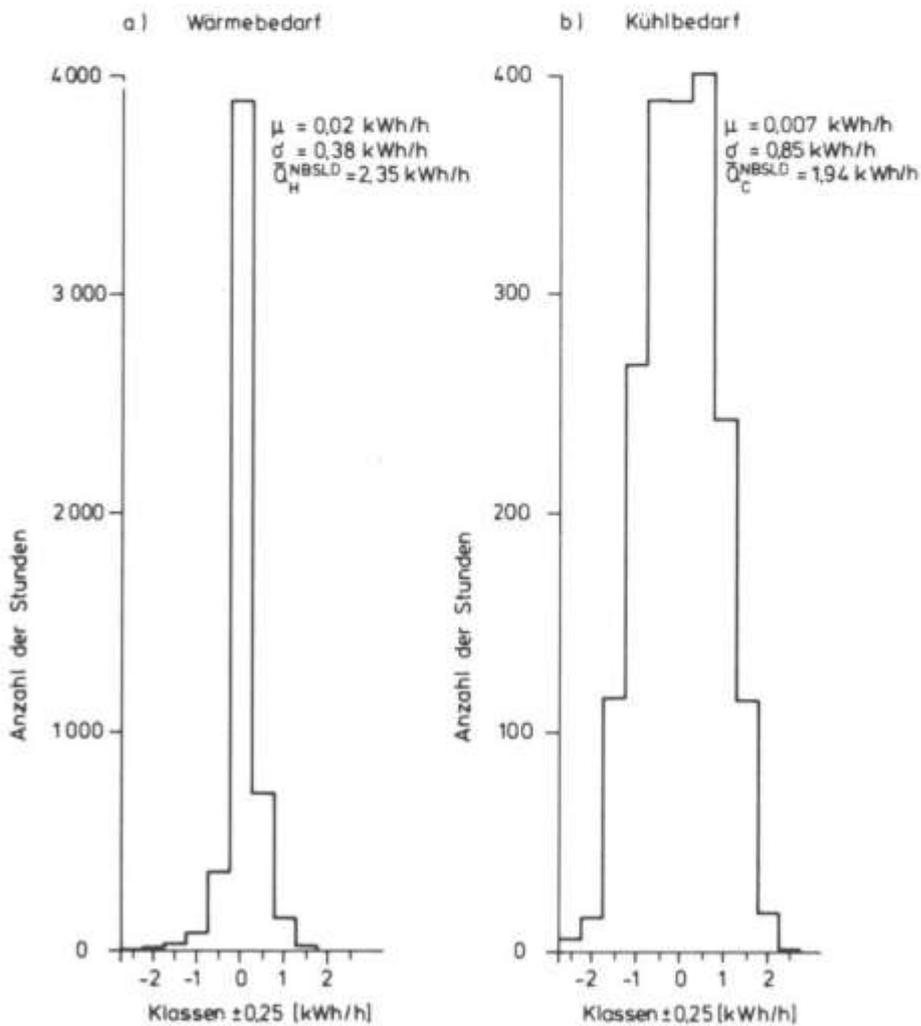


Bild 2.9 Statistik der stündlichen Abweichungen des Ein-Kapazitäten-Modells vom NBSLD-Modell ( $\mu$ : mittlere Abweichung,  $\sigma$ : Standardabweichung)

Eine statistische Analyse des täglichen Wärmebedarfs zeigt (Bild 2:7a), daß die Werte  $Q_H^{1Kap}$  des Ein-Kapazitäten-Modells eine Standardabweichung von 1,7 kWh/d von den Werten  $Q_H^{NBSLD}$  des NBSLD-Modells haben. Dies sind 3% des mittleren Tagesbedarfs (46 kWh). Die mittlere tägliche Abweichung beträgt weniger als 0,45 kWh (1%). Die statistische Analyse des täglichen Kühlbedarfs (Bild 2:7b) ergibt eine Standardabweichung des Ein-Kapazitäten-Modells bezüglich des NBSLD-Modell von 2,3 kWh/d entsprechend 10% vom mittleren Tagesbedarf. Die mittlere Abweichung beträgt weniger als 0,5 %. Die Standardabweichung der Tageswerte liegt damit einen Faktor 2-3 unter den entsprechenden Abweichungen in /39/.

Einen tieferen Einblick erhält man durch den Vergleich der Stundenergebnisse. Hierfür seien der Tag mit dem maximalen Wärmebedarf (Tab. 2:3), der Tag mit dem maximalen Kühlbedarf (Tab. 2:4) und ein Tag der Übergangsperiode (Tab. 2:5) ausgewählt. Die stündlichen Energiebedarfssummen dieser Tage sind in Bild 2:8 graphisch aufgetragen.

Es zeigt sich zunächst, daß das Ein-Kapazitäten-Modell bei Annahme des NBSLD-Modells als Vergleichsmaßstab den maximalen täglichen Wärmebedarf auf 4 kWh genau (entsprechend 3%) und den maximalen täglichen Kühlbedarf auf 0,6 kWh genau (entsprechend 1%) voraussagt. Der maximale stündliche Bedarf (6,9 kWh Wärme, 6,0 kWh Kälte) wird auf ca. 0,3 kWh genau berechnet. Allerdings fällt der Maximalbedarf im Ein-Kapazitäten-Modell jeweils 2 Stunden früher an als im NBSLD-Modell.

Generell ist insbesondere zu Zeiten hoher Sonneneinstrahlung eine Phasenverschiebung zwischen beiden Modellen festzustellen. Hier machen sich offenbar die Unterschiede in der Bedarfsdefinition (Fußnote S. 28) und dem Detailliertheitsgrad der Simulation bemerkbar. Im NBSLD-Modell werden die radiativen Gewinne zunächst von den Raumboflächen absorbiert und erst nach Erhöhung der Oberflächentemperaturen an die Raumluft abgegeben. Der Kühlbedarf tritt als "konvektive Raumlaster" hier also verzögert auf. Im

vorliegenden Ein-Kapazitäten-Modell werden diese Vorgänge wegen der fehlenden Unterscheidung zwischen Oberflächentemperaturen und Raumlufttemperatur nicht erfaßt. Kühlbedarf tritt auf, sobald die Raumtemperatur  $\theta_R$  die Kühltemperatur  $\theta_C$  überschreitet. Analoges gilt für den Wärmebedarfsfall. Dort sind die Strahlungseinflüsse allerdings von geringerer Bedeutung. Die stündlichen Abweichungen sind deshalb kleiner (Bild 2:8).

Allgemein hängt die Phasenverschiebung von der Schwere der Bauweise und der Beschaffenheit der bestrahlten Flächen ab. Sie liegt für Strahlungsbelastungen mit einer Tagesperiode typischer Weise im Bereich von 2-4 h /23/. Befinden sich Oberflächen mit einem geringen Wärmeeindringkoeffizienten im Strahlengang (Holzmöbiliar, Teppiche), wie dies in Wohngebäuden häufig der Fall ist, liegt die Phasenverschiebung bei den kleineren Werten. Eine Phasenverschiebung von ca. 2h scheint jedoch für die hier gestellten Genauigkeitsansprüche tragbar, zumal die Energiesummen über Tage, Monate und Jahre hiervon weniger berührt sind.

Vergleicht man sämtliche Stunden des Jahres, in denen eines der beiden Modelle einen Wärme- oder Kühlbedarf aufweist, so ergeben sich die Verteilungen in Bild 2:9a und b mit  $\sigma = 0,38$  kWh/h für den Wärmebedarf ( $\hat{=}$  15 % des mittleren Stundenbedarfs) und  $\sigma = 0,85$  kWh/h für den Kühlbedarf ( $\hat{=}$  40 % des mittleren Stundenbedarfs). Die höhere Standardabweichung für den Kühlbedarf beruht dabei weniger auf der großen Streuung der einzelnen Stundenwerte als auf der diskutierten Phasenverschiebung.

## 2.3. Wärmeverlust ans Erdreich grenzender Flächen

### 2.3.1. Problemstellung

Der Wärmeverlust ans Erdreich grenzender Flächen wird durch die wärmedämmende Wirkung des Erdreiches stark beeinflusst. Hierbei gelten für den Wärmefluß ( $\dot{Q}/A$ ) im Erdreich /114/ primär dieselben Grundgesetze wie für die oberhalb des Erdreichs liegenden Außenwände:

$$\begin{aligned} \dot{Q}/A &= -\lambda_E \text{ grad } \theta \text{ (Wärmeleitgleichung)} & (2:35) \\ \lambda_E &: \text{ effektive Wärmeleitfähigkeit des Erdreichs} \end{aligned}$$

$$c_E \frac{\partial \theta}{\partial t} = -\text{div } \dot{Q}/A \text{ (Kontinuitätsgleichung)} \quad (2:36)$$

$c_E$  : spezifische volumenbezogene Wärmekapazität des Erdreiches

Im Gegensatz zur Außenwand verläuft jedoch der Wärmetransport mehrdimensional zwischen nicht parallelen Flächen\*.

Eine geschlossene analytische Lösung dieses Problems ist im allgemeinen nicht möglich. Genaue numerische Verfahren sind zwar bekannt /117, 118/, sind jedoch wegen der Mehrdimensionalität des Problems außerordentlich aufwendig. Dagegen schätzen bekannte Näherungsverfahren für die Auslegung von Heizanlagen /7, 119/ die Verluste zur "sicheren" Seite ab und sind hier ungeeignet. Es ist deshalb die Entwicklung eines vereinfachten genaueren Modells erforderlich.

In der Regel kann man davon ausgehen, daß der ans Erdreich grenzende Teil eines Gebäudes quaderförmig ist oder sich näherungsweise auf Quader zurückführen läßt. Die folgende Untersuchung beschränkt sich deshalb auf quaderförmige ans Erdreich grenzende Gebäudeteile mit den

---

\* Zum Wärmetransport in verschiedenen Stoffphasen siehe auch /115, 116/

Abmessungen  $l$ ,  $b$  und  $z_B$  (Bild 2:10). Dabei wird von der Dicke des Mauerwerkes abstrahiert. Die Maße  $l$ ,  $b$  und  $z_B$  mögen daher auf eine hypothetische Fläche in Wandmitte bezogen sein, an die das Erdreich sich unmittelbar anschlieÙe. Die Grenzfläche sei durch die Wärmedurchlässigkeiten  $\Lambda_W$  und  $\Lambda_B$ , sowie die inneren Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha_{iW}$  und  $\alpha_{iB}$  gekennzeichnet. Es werde gesetzt:  $R_W' = 1/\Lambda_W' = 1/\Lambda_W + 1/\alpha_{iW}$  und  $R_B' = 1/\Lambda_B' = 1/\Lambda_B + 1/\alpha_{iB}$ . Als weitere Grenzflächen werden die Erdoberfläche ( $z=0$ ) und der Grundwasserspiegel ( $z=z_G$ ) mit aufgeprägten sinusförmigen Temperaturverläufen  $\theta_0(t)$  und  $\theta_G(t)$  angenommen. In der ans Erdreich angrenzenden Gebäudezone sei die Temperatur  $\theta_K$  vorgegeben. Ihre Veränderlichkeit sei klein im Vergleich zu  $\theta_0(t)$ .

### 2.3.2. Stationäre Bedingungen

Eine exakte stationäre Lösung ist von Krischer /120/ für den Wärmeverlust ungedämmter zu ebener Erde liegender Flächen (i.e.  $z_B = 0, \Lambda_B = 0$ ) in Form einer unendlichen Reihenentwicklung angegeben worden. Die Erweiterung dieser Lösung auf allgemeine geometrische Verhältnisse und den Fall wärmegeämmter Flächen scheint nur unter so stark vereinfachenden Annahmen möglich /7, 120/, daß der Vorteil eines exakten Ausgangspunktes wieder verloren geht. Unplausibel und der Realität widersprechend ist dabei insbesondere die implizit gemachte Annahme konstanten Wärmeflusses über die gesamte wärmegeämmte Fläche zum Erdreich.

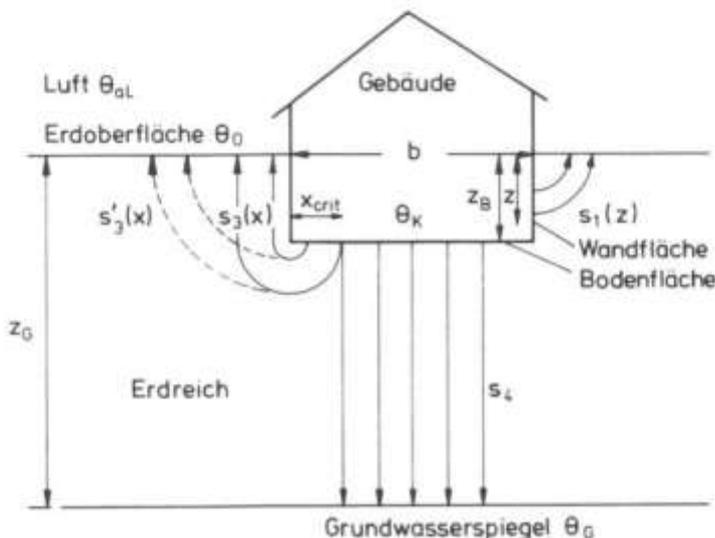


Bild: 2:10

Querschnitt Gebäude / Erdreich

Ähnlich wie in /121, 122/ soll deshalb hier ein Ansatz zugrunde gelegt werden, der nicht von einer exakten Lösung für die gesamte Bodenfläche ausgeht, sondern von einer Näherung für den Wärmeverlust einzelner Oberflächenelemente, so daß die Gesamtverluste sich als Integral über die unterschiedlichen infinitesimalen Oberflächenverluste ergeben. Der Grundansatz besteht in der Vereinfachung der Gleichung (2:35) zu\*

$$\frac{d\dot{Q}}{dA} = - \frac{\lambda_E}{s} \Delta\theta \quad , \quad (2:37)$$

wobei  $s$  eine "effektive thermische Weglänge" und  $\Delta\theta$  den Temperaturabfall über diesen Weg darstellt.  $s/\lambda_E$  kann als effektiver Wärmeleitwiderstand  $R_E(s)$  über den Weg  $s$  angesehen werden, der zusammen mit  $R'_W$  beziehungsweise  $R'_B$  den Gesamtwiderstand eines Wandelementes  $R_W(s)$  oder eines Bodenelementes  $R_B(s)$  definiert. Da der Temperaturabfall über diese Widerstandssummen jedoch entweder gleich  $\theta_K - \theta_G(t)$  oder  $\theta_K - \theta_0(t)$  ist, braucht für die Beschreibung des stationären Wärmeflusses  $d\dot{Q}$  nur die thermische Weglänge  $s$  und die jeweils wirksame Temperaturdifferenz  $\Delta\theta$  bestimmt zu werden.

Boileau und Latta /122/ gehen davon aus, daß der Wärmefluß zweidimensional längs kreisförmiger, kantenzentrierter Wege von Wand und Boden zur Erdoberfläche erfolgt und geben für diesen Ansatz eine Lösung. Der Kreisansatz ist für halibunendliche, isotherme Wandflächen und halibunendliche, ebenerdige, isotherme Bodenflächen exakt und gilt für nicht isotherme (i.e. wärmedämmte), endliche Flächen näherungsweise /123-125/. Wir gehen daher von einem ähnlichen Ansatz aus, berücksichtigen im folgenden jedoch wegen ihrer großen Bedeutung die Wärmeverluste zum Grundwasserspiegel, den erhöhten Wärmeverlust durch dreidimensionalen Wärmefluß an Ecken, sowie Korrekturfaktoren für sonstige Abweichungen vom parallelen Verlauf. Letztere erscheinen insbesondere für die Bodenflächen notwendig zu sein, da hier die

---

\* Im folgenden schreiben wir  $d\dot{Q}$  als Wärmegewinn des Gebäudes, so daß Verluste vorliegen, wenn  $d\dot{Q} < 0$  ist.

Divergenz der Wärmeflußlinien besonders groß sein kann. Die Bestimmung der Korrekturfaktoren ist jedoch nur durch Anpassung an detaillierte Modelle oder exakte Teillösungen möglich.

Für die effektive thermische Weglänge  $s_1$  zwischen einem Wandelement der Tiefe  $z$  und dem zugehörigen Erdoberflächenelement machen wir entsprechend obiger Ausführungen den Ansatz (Bild 2:10):

$$s_1 = \gamma_1 z, \quad \gamma_1 = f_1 * \frac{\pi}{2}, \quad (2:38)$$

wobei  $f_1$  der Korrekturfaktor für diesen Weg ist (i.a.  $f_1 \approx 1$ ). Falls dieses Element jedoch an den Grundwasserspiegel gekoppelt ist - was noch zu entscheiden ist - gilt der analoge Ansatz

$$s_2 = \gamma_2 \max(0, z_G - z), \quad \gamma_2 = f_2 * \frac{\pi}{2}. \quad (2:39)$$

Betrachten wir nun ein Bodenelement, das einen Abstand  $x$  vom Bodenrand hat und seine Wärme zur Erdoberfläche abgibt, so kann man ähnlich /122/ davon ausgehen, daß zunächst näherungsweise ein zur Bodenkante zentrierter kreisförmiger Verlauf vorliegt. Die Annahme eines sich fortsetzenden zur Erdoberkante zentrierten parallelen kreisförmigen Verlaufs - gemäß  $s_3' = \pi x + \frac{\pi}{2} z_B$  /112/ - ist zwar geometrisch elegant und konsistent zu  $s_1$  (vgl. Bild 2:10), wird jedoch die wärmedämmende Wirkung des Erdreiches zwischen  $z = 0$  und  $z = z_B$  wegen der stärkeren zu erwartenden Divergenz der Flußlinien überschätzen. Als effektive Weglänge ist daher für diesen Teilbereich allenfalls eine Länge von der Größenordnung der Bodenflächentiefe  $z_B$  einzusetzen. Es ergibt sich daher für die gesamte effektive Weglänge  $s_3$  (Bild 2:10):

$$s_3 = \gamma_{31} x + \gamma_{32} z_B, \quad \gamma_{31} = f_{31} * \pi, \quad \gamma_{32} = f_{32} * 1, \quad (2:40)$$

wobei  $f_{31}$  und  $f_{32}$  Korrekturfaktoren der Größenordnung 1 darstellen. Gibt dieses Bodenelement seine Wärme an den Grundwasserspiegel ab (s.u.), so kann die sich ergebende effektive Weglänge  $s_4$

näherungsweise gleich dem Abstand beider Flächen gesetzt werden:

$$s_4 = \gamma_4 \max(0, z_G - z_B), \quad \gamma_4 = f_4 \cdot 1 \quad (2:41)$$

Zu bestimmen bleibt, ob der Wärmefluß von einem Gebäudeelement gemäß (2:38), (2:40) zur Erdoberfläche oder gemäß (2:39), (2:41) zum Grundwasserspiegel erfolgt. Plausibel ist die Annahme, daß der Wärmefluß jeweils zur effektiv näher gelegenen Fläche erfolgt\*. Für die Wand gibt es dementsprechend eine kritische Tiefe  $z_{crit}$

$$z_{crit} = \min\left(z_B, \frac{\gamma_2}{\gamma_1 + \gamma_2} z_G\right), \quad (2:42)$$

jenseits derer sie an das Grundwasser gekoppelt ist, und für den Boden einen kritischen Abstand  $x_{crit}$  vom Bodenrand

$$x_{crit} = \max\left\{\min\left[\frac{\gamma_4}{\gamma_{31}} (z_G - z_B) - \frac{\gamma_{32}}{\gamma_{31}} z_B, \frac{b}{2}\right], 0\right\}, \quad (2:43)$$

jenseits dessen der Wärmefluß zum Grundwasser erfolgt (Bild 2:11, Rechteck A). Im Randbereich (Bild 2:11, Flächen B und C) erfolgt der Wärmefluß über die nächstliegende Kante zur Erdoberfläche (falls  $x_{crit} > 0$ ). Unterschiedliche Flußrichtungen ergeben sich dabei in den Eckquadranten C, was den höheren dreidimensionalen Wärmeverlusten dieser Gebiete entspricht.

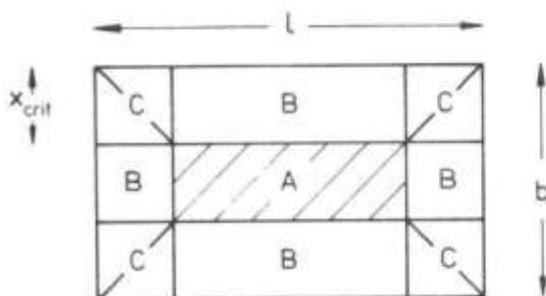


Bild 2:11 Aufteilung der Grundfläche in Gebiete unterschiedlicher Wärmeflußverhältnisse

\* Hier und im folgenden wird von dem in der Praxis interessierenden Fall ausgegangen, daß  $\bar{\theta}_0$  und  $\bar{\theta}_G$  annähernd gleich sind. Anderenfalls sind die Weglängen in (2:42) und (2:43) mit  $1/(\theta_R - \bar{\theta}_0)$  bzw.  $1/(\theta_R - \bar{\theta}_G)$  zu wichten.

Die Wärmegewinne\*  $\dot{Q}_j$ ,  $j = 1, 2, 3, 4$  der ans Erdreich grenzenden Gebäudeflächen von der Erdoberfläche ( $j=1, 3$ ) und vom Grundwasserspiegel ( $j=2, 4$ ) ergeben sich nun durch Integration über

$$d\dot{Q}_j = \frac{dA_j}{\frac{s_j}{\lambda_E} + \frac{1}{\Lambda'_j}} \Delta\theta_j, \quad (2:44)$$

mit 
$$dA_j = \begin{cases} 2(1+b) dz & \text{für } j = 1, 2 \\ dx dy & \text{für } j = 3, 4 \end{cases}$$

$$\Lambda'_j = \begin{cases} \Lambda'_W & \text{für } j = 1, 2 \\ \Lambda'_B & \text{für } j = 1, 3 \end{cases}$$

$$\Delta\theta_j = \begin{cases} \theta_0 - \theta_K & \text{für } j = 1, 3 \\ \theta_G - \theta_K & \text{für } j = 2, 4 \end{cases}$$

zu

$$\dot{Q}_j = U_j \Delta\theta_j, \text{ wobei } U_j = \int dU_j = \int \frac{dA_j}{\frac{s_j}{\lambda_E} + \frac{1}{\Lambda'_j}}. \quad (2:45)$$

Der bezogene Wärmestrom  $U_1$  für den Wärmefluß über die Wand zur Erdoberfläche berechnet sich aus  $U_1 = \int_0^{z_{crit}} dU_1$  zu

$$U_1 = \frac{\lambda_E}{\gamma_1} * 2(1+b) * \ln \left( \frac{1+z_{crit}}{z_1} \right), \quad z_1 = \frac{\lambda_E}{\gamma_1 \Lambda'_W}. \quad (2:46)$$

Der bezogene Wärmestrom  $U_2$  zum Grundwasser folgt aus  $U_2 = \int_{z_{crit}}^{z_B} dU_2$  zu

$$U_2 = 2(1+b) \left( \frac{\lambda_E}{\gamma_2} \ln \left( \frac{z_{crit}-z_2}{z_{min}-z_2} \right) + \Lambda'_W (z_B - z_{min}) \right) \quad (2:47)$$

mit  $z_{min} = \min(z_B, z_G)$ ,

$$z_2 = z_G + \frac{\lambda_E}{\gamma_2 \Lambda'_W}.$$

---

\* siehe Fußnote Seite 37

Integration von  $dU_3$  über die Flächen B und C ergibt den bezogenen Wärmestrom  $U_3$  zwischen Bodenfläche und Erdoberfläche:

$$U_3 = \frac{\lambda_E}{\gamma_{31}} \left[ (2(1+b)+8z_3) \ln \left( 1 + \frac{x_{\text{crit}}}{x_1} \right) - 8 x_{\text{crit}} \right], \quad (2:48)$$

$$\text{mit } z_3 = \frac{\gamma_{32}}{\gamma_{31}} z_B + \frac{\lambda_E}{\gamma_{31} \Lambda'_B}$$

Der bezogene Wärmestrom  $U_4$  zum Grundwasser ist einfach

$$U_4 = (1-2x_{\text{crit}})(b-2x_{\text{crit}})/(s_4/\lambda_E+1/\Lambda'_B) \quad (2:49)$$

Die Gleichungen (2:45) - (2:49) bilden somit einen Satz von Formeln, der die Berechnung stationärer Wärmeverluste ans Erdreich grenzender Flächen ermöglicht.

Eine erste Überprüfung der Formeln (2:48) und (2:49) kann durch Vergleich zur exakten Teillösung von Krischer /120/ geschehen. Entsprechend der Randbedingungen der exakten Lösung setzen wir  $z_B = 0$ ,  $\Lambda_B' = \alpha_{jB}$  und  $U_{34} = U_3 + U_4$ . Wir gehen nun von  $f_{31} = f_4 = 1$  aus und berechnen  $U_{34}$  nach (2:48)/(2:49) und nach /120/ für drei Grundflächen (10, 100 und 1000 m<sup>2</sup>), zwei Verhältnisse  $1/b$  (1 und 5) und vier Verhältnisse  $z_G/b$  (0,1, 0,25, 0,5, 1) für eine typische Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_E = 1 \text{ W/m K}$  und  $\alpha_{jB} = 10 \text{ W/m}^2\text{K}^*$ .

Wie Bild 2:12 zeigt, sagen beide Methoden eine Verringerung des mittleren Wärmeverlustes von  $10 \text{ W/m}^2\text{K}$  um einen Faktor 2-50 je nach Randbedingungen voraus. Die Abweichung des vereinfachten Modells beträgt dabei im gesamten untersuchten Bereich ca. -10 bis -20 Prozent, was auf eine konstante Unterschätzung der effektiven thermischen Weglänge um ca. 15 Prozent hinweist. Die Abweichung ist unabhängig von der Tiefe des Grundwasserspiegels, was zeigt, daß die Aufteilung der Verluste auf

---

\* Dieser im allgemeinen zu hohe Wert ist hier aus Vergleichsgründen benutzt worden, da im Modell von Krischer innerer und äußerer Wärmeübergangskoeffizient gleich gesetzt werden müssen. Für diesen Fall ist  $10 \text{ W/m}^2\text{K}$  ein vernünftiger Mittelwert.

Erdoberfläche und Grundwasser korrekt vorgenommen wurde und daß die Weglängen  $s_3$  und  $s_4$  in ähnlicher Weise unterschätzt worden sind. Dies legt die Korrektur  $f_{31} = f_4 = 0,85$  nahe. Ferner deutet die gute Übereinstimmung der Kurven für verschiedene Grundrißformen und Flächengrößen an, daß der lineare Ansatz  $s_3(x)$  sowie die Bestimmung der Eckverluste grundsätzlich richtig sind.

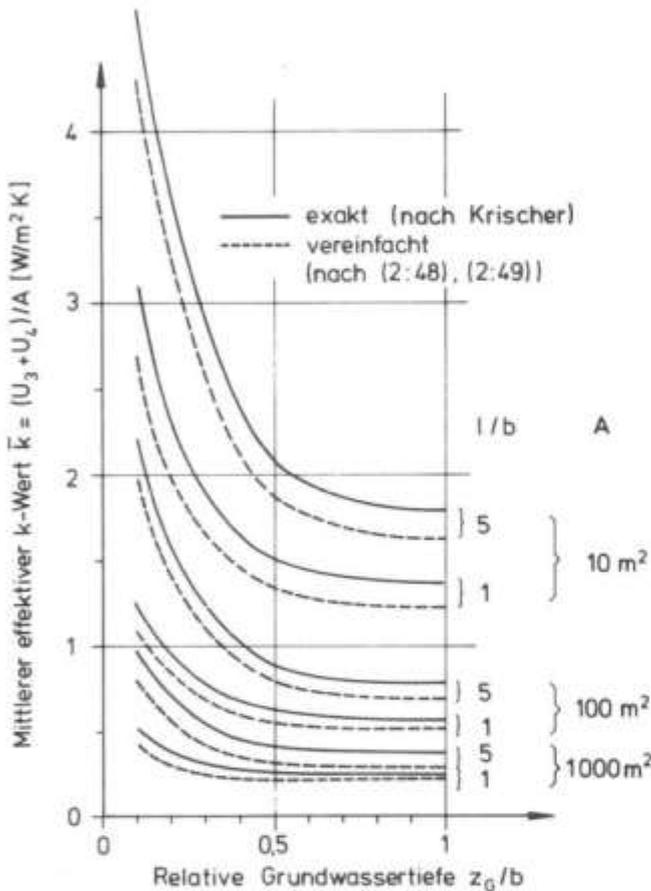


Bild 2:12

Mittlerer effektiver k-Wert  $\bar{k} = (U_3 + U_4)/A$  nicht wärmegeämter Bodenflächen als Funktion der relativen Grundwassertiefe  $z_G/b$ , der Grundfläche  $A$  und des Längen-/Breitenverhältnisses  $l/b$

Um weitere Sicherheit hinsichtlich des vereinfachten Modells zu erlangen, sind weitere Modellvergleiche unter verschiedenen Bedingungen erforderlich. Im Rahmen dieser Arbeit müssen wir uns jedoch auf diesen und den am Ende des Abschnitts 2.3.3. gegebenen Modelltest beschränken.

### 2.3.3. Instationäre Bedingungen

Die Gleichungen für den stationären Wärmeverlust ans Erdreich grenzender Flächen können wegen der Linearität von (2:35) und (2:36) auch zur Berechnung des mittleren Wärmeverlustes unter periodischen Bedingungen herangezogen werden. Dagegen muß für die Berechnung der

Wärmestromvariationen die dynamische Wirkung der Wärmespeicherfähigkeit des Erdreiches berücksichtigt werden. Die Lösung der Gleichungen (2:35) und (2:36) erfordert für diesen Fall sehr umfangreiche numerische (oder analoge) Berechnungen. Um die Variation des Wärmeflusses um seinen Jahresmittelwert zumindest grob zu erfassen - was für die Berechnung des Jahreswärmebedarfs von Gebäuden im allgemeinen hinreichend ist - soll deshalb eine Abschätzung der dynamischen Wirkung des Erdreichs gemacht werden.

Dazu gehen wir vom Fall des ungestörten Erdreiches aus. Dessen tiefenabhängige Temperaturverteilung  $\theta_E(z,t)$  ist für eine an der Oberfläche  $z=0$  aufgeprägte sinusförmige Schwingung  $\theta_E(0,t) = \theta_E + \Delta\theta_E \sin(\omega t - \delta)$  gegeben durch:

$$\theta_E(z,t) = \theta_E + \Delta\theta_E e^{-z/z_0} \sin(\omega t - \delta - z/z_0) \quad (2:50)$$

$$\text{mit } z_0 = \sqrt{2\lambda_E / (c_E \omega)}$$

Die Schwingung tritt demgemäß in der Tiefe  $z$  um  $e^{-z/z_0}$  gedämpft und um  $-z/z_0$  phasenverschoben auf. Die Amplitude des dazugehörigen Wärmestroms  $\dot{Q}_E/A$  in der Tiefe  $z$  ist gemäß (2:35) gleich dem Quotienten aus der Amplitude der Temperaturschwankung  $\Delta\theta_E e^{-z/z_0}$  und einem fiktiven thermischen Erdreichwiderstand  $z_0/\lambda_E$ .

Falls nun die Schwankungen der Temperatur  $\theta_K$  im Gebäude klein sind gegen die Schwankungen der Erdoberflächentemperatur  $\theta_E(0,t)$ , so ist unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Randflächengrößen die Annahme naheliegend, daß das dynamische Verhalten des ans Gebäude angrenzenden Erdreiches primär von  $\theta_E(0,t)$  bestimmt wird und dem Fall des ungestörten Erdreiches ähnlich ist. Allerdings erfolgt dabei der Wärmefluß nicht mehr vertikal, sondern im Mittel längs der in 2.3.2. beschriebenen Flußlinien. Dementsprechend wäre  $z$  als Koordinate längs dieser Flußlinien zu interpretieren und die effektive Tiefe  $z$  der Elemente der Gebäudebegrenzungsflächen durch die effektive thermische Weglänge  $s_j(z,x)$  gegeben. Für  $s_j < z_0$  ist dabei zu erwarten, daß als für die Wärmestromschwankung wirksamer Erdreichwiderstand nicht die fiktive

Größe  $z_0/\lambda_E$  sondern der "reale" Widerstand  $s_j/\lambda_E$  in Erscheinung tritt. Für  $j = 1,3$  (Oberflächenkopplung) und  $s_j < z_0$  könnte folglich die dynamische Wirkung des Erdreichs im Ansatz (2:44) einfach dadurch zum Ausdruck gebracht werden, daß man  $\theta_0$  durch  $\theta_E(s_j, t)$  ersetzt. Ersetzt man  $z_0/\lambda_E$  auch für  $s_j > z_0$  durch  $s_j$  und vernachlässigt wegen der in diesem Bereich ohnehin starken Dämpfung den entstehenden Fehler, so gälte dies für den gesamten Bereich thermischer Weglängen.

Eine Integration von (2:44) über die Weglängen  $s_j$  unter diesen Bedingungen ist geschlossen möglich. In Anbetracht der ohnehin gemachten Näherungen begnügen wir uns jedoch damit, die Erdreichdynamik mittels einer effektiven mittleren Weglänge  $\bar{s}_j$  direkt in (2:45) zu erfassen. Hierbei wird  $\bar{s}_j$  als die Dicke definiert, die eine planparallele Scheibe Erdreich haben muß, um zusammen mit Wand oder Boden die stationären bezogenen Wärmeströme  $U_j$  zu ergeben:

$$\bar{s}_j = \lambda_E (A_j/U_{j-1}/\Lambda_j) \quad . \quad (2:51)$$

$\bar{s}_j$  stellt also die "mittlere effektive Entfernung" der ans Erdreich grenzenden Gebäudeoberfläche  $A_j$  ( $= \int dA_j$ ) zur Erdoberfläche ( $j=1,3$ ) beziehungsweise zum Grundwasserspiegel dar ( $j=2,4$ ) dar. Setzt man nun  $\theta_0(t) = \theta_E(\bar{s}_j, t)$ , so ergibt sich für den instationären Wärmegewinn  $\dot{Q}_j$ :

$$\dot{Q}_j = U_j (\theta_E(\bar{s}_j, t) - \theta_K(t)), \quad j = 1,3 \quad . \quad (2:52)$$

Die Grundwassertemperatur ist meist als näherungsweise konstante Größe vorgegeben. Ist dies nicht der Fall, so werde angenommen, daß  $\theta_G(t)$  dem Temperaturverlauf des Erdreich in der Tiefe  $z_G$  folge, so daß ähnlich zu (2:52) gesetzt werden kann:

$$\dot{Q}_j = U_j (\theta_E(z_G + \bar{s}_j, t) - \theta_K(t)) \quad \text{für } j = 2,4 \quad . \quad (2:53)$$

Eine Überprüfung der Formel (2:52) kann nur durch Vergleich zu Ergebnissen numerischer (oder analoger) Simulationsrechnungen erfolgen. Hier ziehen wir Resultate einer Jahressimulation heran, die mittels eines am

Experiment verifizierten Finiten-Differenzen-Verfahren gewonnen wurden /118, 126/. Die Simulation bezieht sich auf einen schlecht wärmege-  
dämmten ( $\Lambda'_W = 3,39 \text{ W/m}^2\text{K}$ ,  $\Lambda'_B = 4,43 \text{ W/m}^2\text{K}$ ) ins Erdreich ( $1,21 \text{ W/mK} \leq \lambda_E \leq 1,99 \text{ W/mK}$ ,  $c_E = 894 \text{ Wh/m}^3\text{K}$ ) eingelassenen Gebäudeteil ( $z_B = 1,93\text{m}$ ,  $b = 5,08\text{m}$ ) und beschränkt sich auf zwei Dimensionen (i.e.  $l = \infty$ ). Die mittleren monatlichen Innentemperaturen  $\theta_K$  schwanken zwischen  $18^\circ\text{C}$  und  $27^\circ\text{C}$  ( $\bar{\theta}_K = 22,4^\circ\text{C}$ ), die monatlichen Außentemperaturen  $\theta_{aL}$  zwischen  $-1^\circ\text{C}$  und  $26^\circ\text{C}$  ( $\bar{\theta}_{aL} = 10,4^\circ\text{C}$ ). Bezüglich weiterer Einzelheiten sei auf /118, 126/ verwiesen.

Im vereinfachten Modell wird die Erdoberflächentemperatur  $\theta_E(0, t)$  durch einen Sinusfit zu  $\theta_{aL}$  dargestellt. Das Erdreich wird durch seine mittlere Leitfähigkeit  $\bar{\lambda}_E = 1,56 \text{ W/mK}$  beschrieben. Als charakteristische Längen ergeben sich  $z_0 = 2,21\text{m}$ ,  $\bar{s}_1 = 1,04\text{m}$ ,  $\bar{s}_3 = 5,94\text{m}^*$ . Diese Zahlen entsprechen Dämpfungsfaktoren von 0,6 für die Wand und 0,07 für den Boden mit dazugehörigen Phasenverschiebungen von 27 und 155 Tagen. Die Ergebnisse beider Methoden für den monatlichen flächenbezogenen Wärmeverlust sind in Bild 2:13 und Bild 2:14 (S. 47) samt der entsprechenden Jahresmittelwerte eingetragen.

Betrachtet man zunächst die Jahresmittelwerte des Finiten-Differenzen-Modells, so zeigt sich, daß die Verluste der Wand ( $10,6 \text{ W/m}^2$ ) einem Verlust pro Grad K von  $0,89 \text{ W/m}^2\text{K}$  entsprechen, während die Verluste der Bodenfläche ( $3,2 \text{ W/m}^2\text{K}$ ) einen Verlust von  $0,27 \text{ W/m}^2\text{K}$  ergeben. Vergleicht man diese Werte mit  $\Lambda'_W = 3,39 \text{ W/m}^2\text{K}$  und  $\Lambda'_B = 4,43 \text{ W/m}^2\text{K}$ , so sieht man, daß die Wirkung des Erdreichs in einer mittleren Reduktion der Wärmeverluste um einen Faktor 4 beziehungsweise 16 besteht. Diese Verringerung wird vom vereinfachten Modell auf ca. 10 Prozent (Bodenfläche) bis zu 20 Prozent (Wandfläche) genau wiedergegeben.

Ein Vergleich der monatlichen Wärmeverluste zeigt, daß auch deren Verlauf näherungsweise richtig erfaßt wird. Allerdings werden die Wandverluste im Sommer um bis zu ca.  $5 \text{ W/m}^2$  überschätzt, im Winter um bis zu

---

\* Das Grundwasser ( $\bar{s}_4 = 11,9 \text{ m}$ ) ist hier von untergeordneter Bedeutung.

3 W/m<sup>2</sup> unterschätzt. Diese Abweichung kann tendenzmäßig dadurch erklärt werden, daß die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_E$  im Finiten-Differenzen-Verfahren von November bis März ca. 25 Prozent über dem im vereinfachten Modell verwendeten Mittelwert  $\bar{\lambda}_E$  liegt, von Mai bis September entsprechend darunter. Ferner ist im vereinfachten Modell kein Dämpfungsfaktor für die Auswirkung der Schwankung von  $\theta_K$  auf den Wärmefluß angenommen worden. Diese Dämpfung hätte die Verluste im Sommer reduziert, im Winter erhöht. Insgesamt beträgt die Standardabweichung der Monatswerte zum Finiten-Differenzen-Modell trotz der gemachten Vereinfachung nur 2,5 W/m<sup>2</sup> für die Wand und 1,8 W/m<sup>2</sup> für die Bodenfläche, was für viele Anwendungen des vereinfachten Modells ausreichend ist.

Von Interesse sind die Resultate, die sich bei Anwendung der DIN 4701 ergeben. Da diese Methode nur Aussagen über den Wärmeverlust der gesamten ans Erdreich grenzenden Fläche macht, müssen die Wärmeverluste von Wand und Boden summiert beziehungsweise gemittelt werden.

Typischerweise sind Boden- und Wandflächen von Kellern in Einfamilienhäusern von etwa gleicher Größe, so daß wir als mittleren Wärmeverlust ein arithmetisches Mittel benutzen. Als Außentemperatur setzen wir in DIN 4701 die Monatsmitteltemperaturen ein; die Grundwassertemperatur beträgt 11,7°C, die Grundwassertiefe  $z_G = 13,8$  m. Um zum zweidimensionalen Fall vergleichbare Resultate zu erhalten, werde gesetzt  $l/b = 5:1$  (d.h.  $A_{\text{Boden}} = l \cdot b \approx 125 \text{ m}^2$ ). Die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_E$  kann in DIN 4701 nur für den Widerstand zum Grundwasserspiegel explizit berücksichtigt werden, während der Widerstand zur Außenluft auf Standardwerten für  $\lambda_E$  beruht (1,2 W/mK). Er wird somit im Vergleich zu den vorliegenden Verhältnissen zu hoch angesetzt.

Die Resultate sind in Bild 2:15 aufgetragen. Es zeigt sich, daß bei Anwendung der DIN-Methode die Wärmeverluste in den Wintermonaten um teilweise mehr als einen Faktor 2 überschätzt werden. Die jährliche Standardabweichung der Monatswerte von den Resultaten der Finiten-Differenzen-Methode beträgt dabei 5,9 W/m<sup>2</sup> im Vergleich zu 1,6 W/m<sup>2</sup> für die vereinfachte dynamische Methode. Bezogen auf den Jahresmittelwert der Finiten-Differenzen-Methode sind dies Ungenauigkeiten von ca. 85 beziehungsweise 20 Prozent.

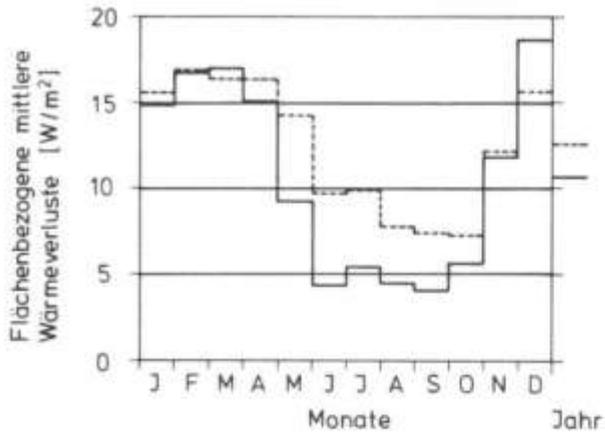


Bild 2:13

Flächenbezogene mittlere Wärmeverluste der an das Erdreich grenzenden Wände für Finites-Differenzen-Verfahren (—) und vereinfachtes dynamisches Modell (-----), Columbus Experimentierhaus (USA)

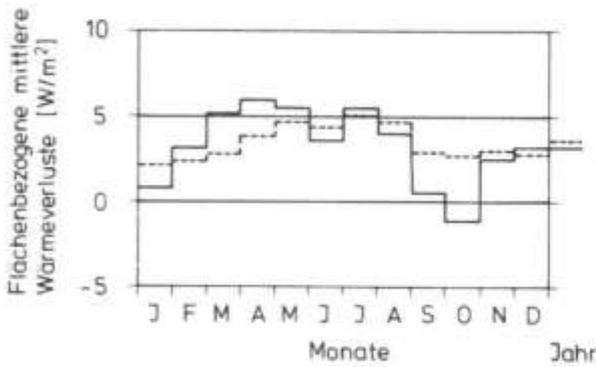


Bild 2:14

Flächenbezogene mittlere Wärmeverluste der an das Erdreich grenzenden Bodenfläche für Finites-Differenzen-Verfahren (—) und vereinfachtes dynamisches Modell (-----), Columbus Experimentierhaus (USA)

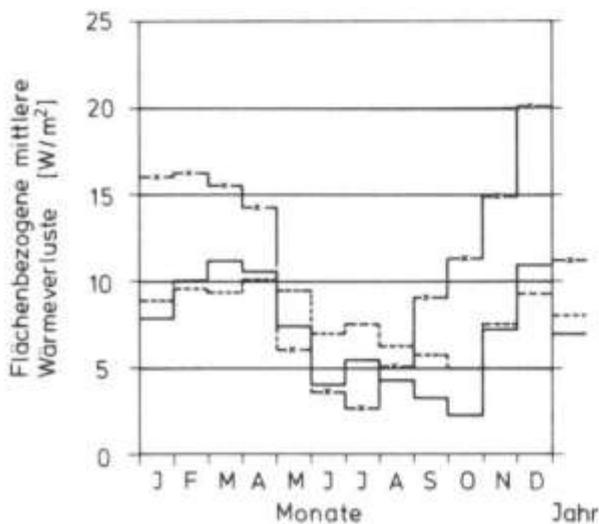


Bild 2:15

Flächenbezogene mittlere Wärmeverluste der an das Erdreich grenzenden Wand- und Bodenflächen für Finites-Differenzen-Verfahren (—), vereinfachtes dynamisches Modell (-----) und nach DIN 4701 (-.-.-), Columbus Experimentierhaus (USA)

#### 2.3.4. Zur Anwendung

Die Formeln für den Wärmeverlust von quaderförmigen unterirdischen Gebäudeteilen können durch Analyse der Fälle  $l \rightarrow \infty$ ,  $l' = 2 \cdot l$  direkt zur Bestimmung der Kellerverluste von Reihenmittel- oder Endgebäuden herangezogen werden. Eine Erweiterung der Anwendungsmöglichkeiten (Teilwärmeeinsparung etc) ist ferner durch entsprechende Wahl der Integrationsgrenzen in (2:45) - (2:49) gegeben.

Sind die Temperaturen  $\theta_K(t)$  nicht bekannt, so können sie aus der Wärmebilanz der entsprechenden Zone "K" mit Hilfe obiger Formeln für die Erdreichseite abgeschätzt werden. Analog kann auf diese Weise der Wärmeverlust unterkellerten Gebäudezonen bestimmt werden. Zweckmäßigerweise faßt man dabei die Temperaturschwingungen  $\theta_E(s_j, t)$  und  $\theta_G(t)$  zu einer effektiven Erdreichtemperatur zusammen.

Für die folgenden Berechnungen ist gesetzt worden  $f_1 = f_2 = 1$ ,  $f_{31} = f_{32} = f_4 = 0,85$  (vgl. 2.3.2). Dies sind vorläufige, hier hinreichende Annahmen, die durch weitere Vergleichsrechnungen gegebenenfalls zu verfeinern sind.

### 2.4. Erfassung der lang- und kurzwelligigen Einstrahlung

#### 2.4.1 Langwellige Einstrahlung

Zur Berechnung des Wärmeübergangs durch Strahlung an der Gebäudeoberfläche ist die Kenntnis der langwelligigen Einstrahlung  $L$  von der Atmosphäre und der Gebäudeumgebung erforderlich. Es ist bekannt [127], daß die vereinfachende Annahme von  $L$  als Wärmestrahlung  $L_{SK}(T_{aL})$  eines schwarzen Körpers auf Lufttemperaturniveau  $T_{aL}$  zu erheblichen Fehlern von bis zu ca.  $100 \text{ W/m}^2$  auf horizontalen Flächen führen kann. Zumindest für diese Orientierung ist daher eine genauere Erfassung von  $L$  erforderlich. Da  $L$  nur an wenigen Orten gemessen wird, ist diese Größe im allgemeinen aus leichter zugänglichen Wetterparametern mit Hilfe empirischer Näherungsformeln zu ermitteln.

Im folgenden werden solche Formeln mit Hilfe regressionsanalytischer Verfahren aufgestellt. Ihre Anwendung auf horizontale und geneigte Flächen wird erörtert.

#### 2.4.1.1 Horizontale Flächen

##### Grundlagen

Die langwellige Einstrahlung auf eine horizontale Fläche wird durch die atmosphärische Gegenstrahlung  $L_A$  bestimmt. Diese resultiert primär aus der Emission langwelliger Strahlung von  $H_2O$ - und  $CO_2$ - Molekülen in den ersten wenigen hundert Metern Luftschicht über der Erdoberfläche /128-130/. Nur im Wellenlängenbereich von 8,5-13  $\mu m$  ist die (wolkenlose) Atmosphäre nahezu transparent. Es gilt daher  $L_A \approx L_{SK}(T)$ ,  $T \approx T_{aL}$ , was in dem Ansatz

$$L_A = \epsilon_A L_{SK}(T_{aL}) = \epsilon_A \sigma T_{aL}^4 \quad (2:54)$$

$\epsilon_A$  = effektiver hemisphärischer Emissionsgrad  
der Atmosphäre  $< 1$

zum Ausdruck kommt.

Einen Überblick über verschiedene aus der Literatur bekannte Ansätze für  $\epsilon_A$  und andere Näherungsformeln für  $L_A$  findet sich in /131/. Es zeigt sich unter anderem, daß für  $\epsilon_A$  eine explizite Berücksichtigung der relativen Feuchte im allgemeinen überflüssig ist und daß für die Charakterisierung von  $\epsilon_A$  bzw.  $L_A$  der Bedeckungsgrad  $c$  und die Lufttemperatur  $T_{aL}$  (in 2 m Höhe) die wesentlichen Größen sind. Da sich darüberhinaus im bauphysikalisch relevanten Temperaturbereich sowohl  $\epsilon_A(T_{aL})$  als auch  $T_{aL}^4$  durch eine lineare Funktion approximieren lassen /132, 133/, liegt für einen festen Bedeckungsgrad  $c$  der einfache Ansatz

$$L_A = a + b \theta_{aL} \quad (2:55)$$

nahe.

In der Literatur bekannt sind Auswertungen von Meßreihen, die zu (2:55) Regressionskoeffizienten  $a_0$  und  $b_0$  für klaren Himmel ( $c=0$ ) und Koeffizienten  $a_8$  und  $b_8$  für bedeckten Himmel ( $c=8/8$ ) ergeben /132-134/. Diese Werte können jedoch nicht ohne weiteres übernommen werden, da sie zu einem gewissen Grade von der mittleren typischen Wolkenart und -höhe der Meßregion (hier Großbritannien) abhängen /135, 136/. Ferner sind insbesondere bei Anwendung der Werte von Cole /134/ auf alle Stunden des Jahres systematische Fehler zu erwarten, da sich seine Analyse nur auf Nachtmessungen stützt und sich somit die - wenn auch schwache - tageszyklische Abweichung der Emissionstätigkeit der Atmosphäre /137/ von (2:54) bzw. (2:55) nicht herausmittelt.

#### Analyse eines deutschen Wetterjahres

Um Regressionsformeln zu erhalten, die insbesondere für deutsche Klimaverhältnisse über ein ganzes Jahr zuverlässige Resultate erwarten lassen, ist daher eine Analyse einer Meßdatenbasis von allen Stundenwerten des Wetterjahres Hamburg 1973 (siehe Kap. 4.2.) für  $L_A$ ,  $\theta_{aL}$  und  $c$ ) durchgeführt worden\*. Die Daten sind analog (2:55) zunächst einer linearen Regressionsanalyse getrennt nach 10 Bedeckungsgradklassen  $i$  ( $0 \leq i \leq 8 : c_i = i/8$ ;  $i = 9 : "c$  nicht beobachtbar", d.h. i.a. Nebel) unterzogen worden.

Die Analyse (Tab. 2:6, Bild 2:16) ergibt eine hohe lineare Korrelation ( $0,89 \leq r_i \leq 0,95$ ,  $r_i =$  Korrelationskoeffizient) und vergleichsweise geringe Standardabweichungen ( $7 \text{ W/m}^2 \leq \sigma_i \leq 19 \text{ W/m}^2$ ). Übers Jahr beträgt die Standardabweichung insgesamt  $15,5 \text{ W/m}^2$  (ca. 5% vom Jahresmittelwert  $L_A$ ) und liegt damit bereits in der Größenordnung typischer Meßfehler /138/. Die tages- und jahreszeitlich bedingten systematischen Abweichungen der Regressionsgraden  $L_A(c)$  von den Meßdaten (Bild 2:17 und Bild 2:18) liegen im allgemeinen unter  $10 \text{ W/m}^2$  und mitteln sich über das Winter- und Sommerhalbjahr näherungsweise und über das gesamte Jahr vollständig aus. Beachtet man, daß ein Fehler von

---

\* Die Bedeckungsgraddaten wurden vom Zentralamt des Deutschen Wetterdienstes zur Verfügung gestellt.

i	Bedeckungs- grad $c_i$	$a_i$ [W/m <sup>2</sup> ]	$b_i$ [W/m <sup>2</sup> K]	Korrel.- koeff. $r_i$	$\sigma_i$ [W/m <sup>2</sup> ]	Werte- zahl $n_i$
0	0	254	5,1	0,94	16	725
1	,125	251	5,3	0,93	18	802
2	,25	250	5,7	0,95	16	488
3	,375	253	5,9	0,93	19	488
4	,500	262	5,4	0,92	19	429
5	,625	265	5,4	0,91	19	452
6	,750	275	5,3	0,90	19	754
7	,875	296	4,8	0,89	17	2023
8	1,000	314	4,4	0,93	9	2459
9		318	4,7	0,94	7	140

$$n = \sum_{i=0}^9 n_i = 8760$$

$$\sigma_{U9} = \sqrt{\sum_{i=0}^9 (n_i - 1) \cdot \sigma_i^2 / (n - 1)} = 15,46 \text{ W/m}^2$$

$$\sigma_{08} = \sqrt{\sum_{i=0}^8 (n_i - 1) \cdot \sigma_i^2 / \sum_{i=0}^8 (n_i - 1)} = 15,56 \text{ W/m}^2$$

Tabelle 2:6 Regressionsanalyse der atmosphärischen Gegenstrahlung als Funktion der Lufttemperatur  $\theta_{al}$  für verschiedene Bedeckungsgrade  $c$ , Hamburg 1973.

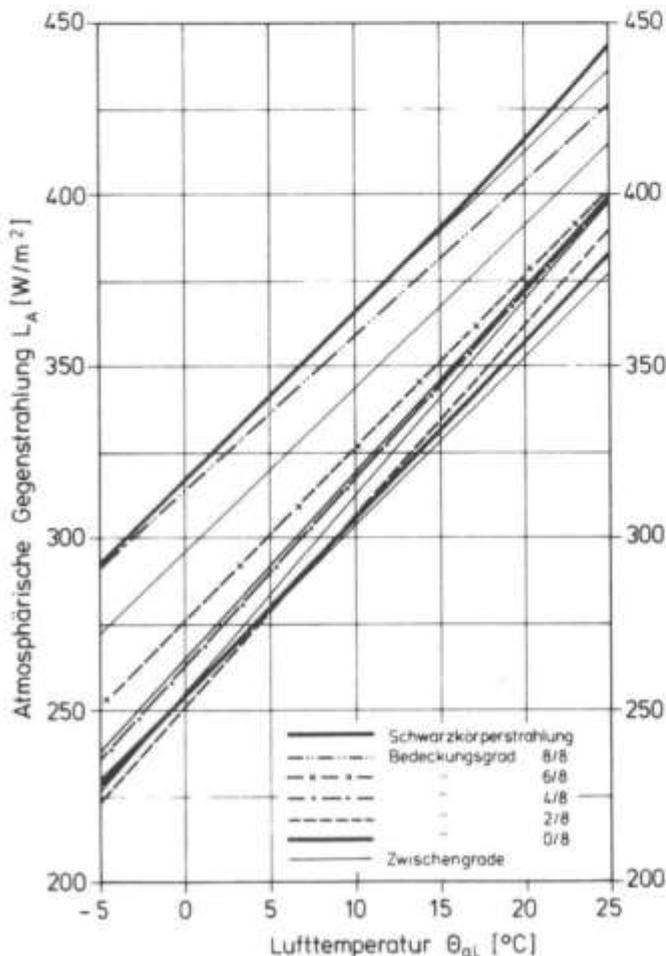


Bild 2:16

Regressionsgeraden für die atmosphärische Gegenstrahlung  $L_A$  als Funktion der Lufttemperatur  $\theta_{al}$  für verschiedene Bedeckungsgrade, Hamburg 1973

10-15 W/m<sup>2</sup> bei  $\alpha_a = 23 \text{ W/m}^2\text{K}$  und  $\alpha_L = 0,9$  einem Fehler in der Strahlungslufttemperatur  $\theta_{as}$  (vgl. 2:24) von 0,4-0,6°C äquivalent ist, so wird deutlich, daß die so erreichte Genauigkeit für die meisten praktischen Belange völlig ausreichend ist.

Eine Vereinfachung der Regressionsformeln (2:55), Tab. 2:6 läßt sich erreichen, wenn man die Werte  $L_A(c)$  für  $0 < c < 1$  durch Interpolation zwischen  $L_A(0)$  und  $L_A(1)$  berechnet. Wie Bild (2:16) zeigt, ist die Abhängigkeit von  $c$  nicht linear. Der Ansatz

$$L_A(c) = L_A(0) (1-c^x) + L_A(1) * c^x, \quad 0 \leq c \leq 1 \quad (2:56)$$

ergibt für  $x = 2,55$  mit  $\sigma_x = 15,9 \text{ W/m}^2$  eine minimale Standardabweichung (Bild 2:19), die  $\sigma_{08}$  (Tab. 2:6) für (2:55) nur unwesentlich übersteigt. Der Wert von  $x$  befindet sich in sehr guter Übereinstimmung mit älteren Untersuchungen von Bolz /135/. Wie Bild (2:19) zeigt, hängt  $\sigma_x$  im Bereich  $2 \leq x \leq 3$  kaum von  $x$  ab. Setzt man  $x = 1$  (lineare Interpolation), so steigt  $\sigma_x$  auf  $18,5 \text{ W/m}^2$  an. Dieser Wert liegt nur um 16% über der Standardabweichung des optimalen Falles  $x = 2,55$ . Es ist jedoch zu berücksichtigen, daß eine lineare Interpolationsformel im Bereich  $0 < c < 1$   $L_A(c)$  systematisch um bis zu  $20 \text{ W/m}^2$  überschätzt. Deshalb wird im folgenden (2:56) mit  $x = 2,55$  benutzt. Durch Anfügen eines monatsabhängigen Korrekturterms sowie eines mittleren Terms für Nacht-(17h-6h) bzw. Tag-(7h-16h)stunden ließe sich  $\sigma_x$  weiter auf ca.  $14 \text{ W/m}^2$  verringern.

Soll die langwellige Einstrahlung  $\overline{L_A(c)}$  über längere Zeitperioden aus den Mittelwerten  $\bar{c}$  bestimmt werden (Kap. 4.2.), so sind bei der Anwendung von (2:56) Korrekturen zu  $L_A(\bar{c})$  erforderlich. Für Tagesmittelwerte beträgt die mittlere Korrektur hier ca.  $+ 5 \text{ W/m}^2$ , für Monatsmittelwerte  $+ 10 \text{ W/m}^2$ .

#### 2.4.1.2. Geneigte Flächen

Die langwellige Einstrahlung  $L_i$  auf eine geneigte Fläche  $i$  mit dem Neigungswinkel  $s_i$  und dem Azimutwinkel  $\gamma_i$  ist die Summe der atmosphä-

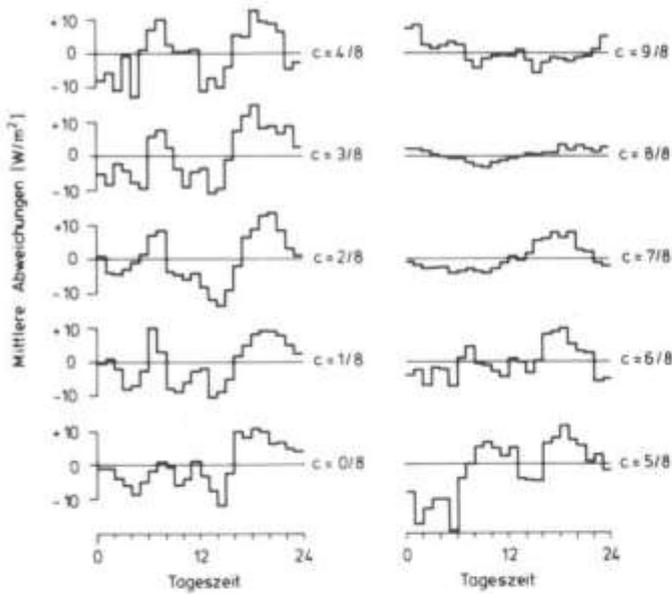


Bild 2.17 Mittlere Abweichung der berechneten von der gemessenen atmosphärischen Gegenstrahlung im Tagesverlauf

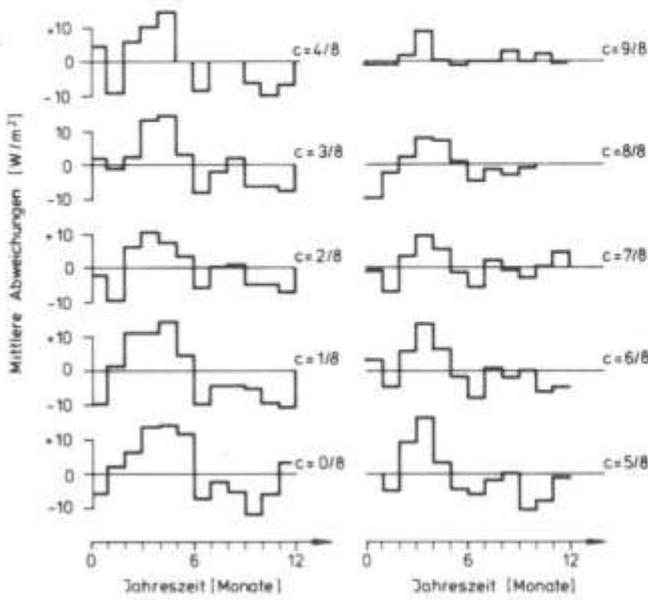


Bild 2.18 Mittlere Abweichungen der berechneten von der gemessenen atmosphärischen Gegenstrahlung als Funktion der Jahreszeit

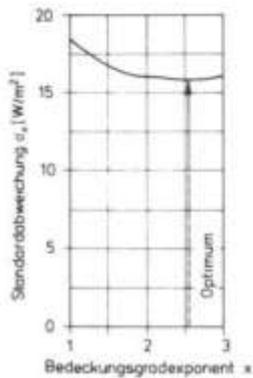


Bild 2.19 Standardabweichung  $\sigma_s$  als Funktion des Bedeckungsgradexponenten  $x$

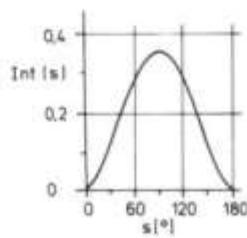


Bild 2.20 Transformationsfaktor  $\text{Int}(s)$  als Funktion des Neigungswinkels  $s$  (nach [140])

rischen Strahlungsflusses  $L_{Aj}$  und des aus der Wärmestrahlung der Umgebung resultierenden Strahlungsflusses  $L_{ai}$ :

$$L_j = L_{Aj} + L_{ai} \quad . \quad (2:57)$$

Wie Cole /134, 139/ für Strahlungsmessungen an vertikalen Flächen unter verschiedenen Umgebungsbedingungen gezeigt hat, läßt sich die Wärmestrahlung der Umgebung i.a. durch die Strahlung eines schwarzen Körpers der Temperatur  $T_{aL}$  approximieren (Fehler  $\Delta$  bei  $0^\circ\text{C}$ :  $-2 \text{ W/m}^2 \approx \Delta \approx 5 \text{ W/m}^2$ , bei  $20^\circ\text{C}$ :  $-6 \text{ W/m}^2 \approx \Delta \approx 16 \text{ W/m}^2$  für geteerte und begraste Umgebungsflächen). Daraus ergibt sich für  $L_{ai}$

$$L_{ai} = L_{SK} \sin^2(s_i/2) \quad . \quad (2:58)$$

Die langwellige atmosphärische Einstrahlung zeigt gemäß Unsworth and Monteith /133/ eine höhenwinkelabhängige Intensitätsverteilung  $I_L(s')$ . Normierung dieser Verteilung auf den Strahlungsfluß  $L_A(c)$  ergibt hier:

$$I_L(c, s') = \frac{L_A(c) + (1 - c^n) \beta (\ln(\csc(s')) - 0,5) L_{SK}}{\pi} \quad (2:59)$$

mit  $\beta \approx 0,09$

$$\text{und } n = \frac{L_A(1) - L_A(0)}{L_{SK} - L_A(0)}$$

$$\approx 1 - 0,0125 \theta_{aL} \text{ für Hamburg 73} \quad .$$

$I_L(c, s')$  läßt sich demzufolge als Summe aus einem isotropen Anteil  $L_A(c)/\pi$  und einem anisotropen Korrekturterm darstellen. Die Integration von (2:59) ergibt für eine Fläche der Neigung  $s_j$  analog zu /140/

$$L_{Aj}(c) = L_A(c) * \cos^2(s_j/2) + L_{SK}(1 - c^n) * \beta * \text{Int}(s_j) \quad , \quad (2:60)$$

wobei  $\text{Int}(s_j)$  ein Integral ist, dessen Wert in Bild 2:20 (S. 53) nach /140/ wiedergegeben ist. Für vertikale Flächen ergibt sich

$$L_{Ai}(c) \approx 0,5 L_A(c) + 0,03 (1-c^n) L_{SK} \quad (2:61)$$

Die Analyse von (2:60) und (2:61) zeigt, daß der anisotrope Anteil für  $c = 0$  und  $s_j = \pi/2$  (vertikale Flächen) am größten wird und ca. 3% von  $L_{SK}$  beträgt ( $8-15 \text{ W/m}^2$  im Temperaturbereich  $-10^\circ\text{C} < \theta_{aL} < 30^\circ\text{C}$ ). Für bedeckten Himmel ( $c=1$ ) verschwindet der anisotrope Anteil wegen  $n \approx 1$  dagegen fast vollständig. Dies zeigt, daß auch  $L_{Ai}$  in den meisten Fällen durch den isotropen Anteil bereits gut angenähert werden kann.

Für vertikale Flächen wird die Anisotropie im folgenden pauschal durch einen Term  $0,015 L_{SK}$  berücksichtigt werden. Der hierdurch entstehende Fehler liegt bei ca.  $4-7 \text{ W/m}^2$ . Setzt man den mittleren Fehler in  $L_{Aj}$  zu ca.  $10 \text{ W/m}^2$  an (s.o.) und zieht den Fehler in  $L_A(c)$  in Betracht, so zeigt sich, daß der Fehler in der Berechnung der stündlichen langwelligen Einstrahlung  $L_j$  auf eine geneigte Fläche nach (2:57), (2:58) und 2:61) insgesamt von derselben Größenordnung ( $\leq 15 \text{ W/m}^2$ ) wie der Fehler in der Berechnung der langwelligen Einstrahlung auf eine horizontale Fläche ist. Er kann daher ebenfalls im allgemeinen vernachlässigt werden. Für im Kurzwelligen stark absorbierende, windgeschützte Umgebungen sind jedoch gegebenenfalls genauere Ansätze als (2:58) zu machen, da hier eine beträchtliche Aufheizung über  $T_{aL}$  hinaus erfolgen kann, die zu erhöhter Emission langwelliger Strahlung führt.

#### 2.4.2. Die Zwei-Solarimeter-Methode für kurzwellige Einstrahlung

##### 2.4.2.1. Problemstellung

In Simulationsrechnungen für Gebäude werden meist stündliche Daten für die solare Einstrahlung auf horizontale und geneigte (vertikale) Flächen benötigt. Die Berechnung der Einstrahlung auf geneigte Flächen erfolgt gewöhnlich in zwei Schritten:

- (a) Bestimmung der stündlichen direkten und diffusen Einstrahlung auf eine horizontale Fläche,
- (b) Transformation dieser Komponenten auf die geneigte Fläche.

Die direkte und diffuse Komponente auf einer horizontalen Fläche (a) müssen im allgemeinen errechnet werden, da die meisten Wetterstationen nur die globale Einstrahlung aufzeichnen\*. Die Transformation auf die geneigte Fläche (b) wird für die direkte Komponente durch die Anwendung eines Verfahrens für momentane Einstrahlungswerte /111/ auf Stunden-summen erreicht. Die diffuse Komponente wird im allgemeinen unter der Annahme isotroper Himmelsstrahlung entsprechend des sichtbaren Teils der Himmelskuppel transformiert.

Die größten Ungenauigkeiten bei diesen Berechnungen werden durch die Aufspaltung der globalen Einstrahlung verursacht. Hierbei verwendete Korrelationsverfahren /142-144/ können zu Abweichungen bis zu 40% von den realen Stundenwerten führen. Berücksichtigt man zusätzliche Transformationsfehler /145/, so kann der Gesamtfehler in manchen Stunden durchaus 50% erreichen, obwohl der durchschnittliche stündliche Fehler eher bei 25% liegen dürfte.

Die Ungenauigkeiten können beträchtlich verringert werden, wenn - wie am PEH der Fall - zusätzlich zur globalen Einstrahlung auf eine horizontale Fläche die globale Einstrahlung auf eine geneigte Fläche bekannt ist. Allgemeiner gilt dies, wenn die globale Einstrahlung auf zwei verschiedenen geneigte Solarimeter gegeben ist. Zwischen diesen Globalstrahlungswerten und der direkten und diffusen Komponente auf der betrachteten geneigten Fläche läßt sich eine mathematische Beziehung herstellen, die nach den beiden Komponenten aufgelöst werden kann.

Dieses Lösungsverfahren, genannt "Zwei-Solarimeter-Methode", wird in 2.4.2.2. beschrieben. Eine Anwendung ist auf zwei Weisen möglich:

- (a) Die direkte und diffuse Komponente auf der geneigten Fläche werden mit der Zwei-Solarimeter-Methode berechnet.
- (b) Mit der Zwei-Solarimeter-Methode werden die direkte und diffuse Einstrahlung auf einer horizontalen Fläche ermittelt. Anschließend transformiert man diese Werte auf die geneigte Fläche.

---

\* Seit 1977 wird jedoch an vielen deutschen Wetterstationen neben der globalen Bestrahlungsstärke auch die diffuse registriert /141/.

Das Verfahren (b) erweist sich als ökonomischer, wenn die Einstrahlung auf mehreren geneigten Flächen zu ermitteln ist. Es wird in 2.4.2.3. und 2.4.2.4. untersucht. Bezüglich Einzelheiten sei auf /145/ verwiesen.

#### 2.4.2.2. Methode

##### Grundgleichungen

Gegeben sei eine Fläche  $i$  der Neigung  $s_i$  ( $s=0$  : horizontal) und des Azimutwinkels  $\gamma_i$  ( $\gamma=0$  : Süden,  $\gamma>0$ :Osten). Seien

$$\begin{aligned} G_i &= G(s_i, \gamma_i) \text{ die globale Einstrahlung,} & (2:62) \\ B_i &= B(s_i, \gamma_i) \text{ die direkte Komponente,} \\ D_i &= D(s_i, \gamma_i) \text{ die diffuse Himmelsstrahlung,} \\ R_i &= R(s_i, \gamma_i) \text{ die reflektierten Komponenten} \\ &\text{auf der Fläche } i, \end{aligned}$$

so gilt

$$G_i = B_i + D_i + R_i \quad . \quad (2:63)$$

Die direkte und diffuse Komponente auf der Fläche  $i$  können als Funktion ihrer Werte  $B_j$  und  $D_j$  auf einer anderen Fläche  $j$  ausgedrückt werden,  $R_i$  ergibt sich als Summe der Reflektionen von all den Flächen, die von  $i$  aus "gesehen" werden können:

$$\begin{aligned} B_i &= b_{ij} B_j \text{ für } B_j \neq 0, \text{ falls } B_i = 0, & (2:64) \\ D_i &= d_{ij} D_j, \\ R_i &= \sum_j g_{ij} \rho_j G_j . \end{aligned}$$

Hierbei sind  $b_{ij}$ ,  $d_{ij}$  und  $g_{ij}$  geometrieabhängige Transformationsfaktoren und  $\rho_j$  ist der Reflektionsgrad.  $g_{ij}$  ist ein Formfaktor zwischen den Flächen  $i$  und  $j$ . Bezüglich der Bestimmung von  $b_{ij}$  für Stundensummen und  $d_{ij}$  für anisotropen Himmel sei auf /145, 147-150/ verwiesen.

Gleichung (2:64) führt zu einer Rekursionsformel, die dazu benutzt werden kann, eine lineare Beziehung zwischen  $G_i$ ,  $B_j$  und  $D_j$  herzustellen:

$$G_i = \beta_{ij} B_j + \delta_{ij} D_j, \quad (2:65)$$

wobei

$$\begin{aligned} \delta_{ij} &= d_{ij} + \sum_k g_{ik} \rho_k d_{kj} + O(\rho^2), \\ \beta_{ij} &= b_{ij} + \sum_k g_{ik} \rho_k b_{kj} + O(\rho^2). \end{aligned} \quad (2:66)$$

Falls nun die globale Einstrahlung auf zwei verschieden geneigten Flächen 1 und 2 gegeben ist, können die direkte und diffuse Komponente auf einer Fläche 3 aus

$$\begin{aligned} B_3 &= (\delta_{23}G_1 - \delta_{13}G_2)/\det, \\ D_3 &= (\beta_{13}G_2 - \beta_{23}G_1)/\det \end{aligned} \quad (2:67)$$

für  $\det \neq 0$  berechnet werden, wobei  $\det = \beta_{13}\delta_{23} - \beta_{23}\delta_{13}$  ist. Dies ist die Zwei-Solarimeter-Methode.

### Fehlerquellen

Bei der Anwendung der Zwei-Solarimeter-Methode muß beachtet werden, daß die Ergebnisse der exakten Beziehung (2:67) immer mit einer gewissen Ungenauigkeit behaftet sind, die von Fehlern in Meßdaten und von Näherungen bei der Berechnung der Koeffizienten herrühren. Der Gesamtfehler  $\Delta B_3$  in  $B_3$  und  $\Delta D_3$  in  $D_3$  kann ermittelt werden, in dem die aus obigen Fehlern resultierenden Abweichungen entsprechend ihrer gegenseitigen (Un-)abhängigkeit linear (quadratisch) aufsummiert werden. Für  $\Delta D_3$  ergibt sich:

$$\Delta D_3 = \pm \sqrt{\sum_i \left(\frac{\partial D_3}{\partial p_i} \Delta p_i\right)^2 + \left(\sum_{ij} \frac{\partial D_3}{\partial b_{ij}} \Delta b_{ij}^{sep}\right)^2 + \left(\sum_{ij} \frac{\partial D_3}{\partial d_{ij}} \Delta d_{ij}\right)^2}, \quad (2:68)$$

wobei die  $\Delta p_i$  die unabhängigen Fehler  $\Delta G_1, \Delta G_2, \Delta g_{ij}, \Delta \rho_j$  sowie mögliche Zeitfehler zu den entsprechenden Parametern  $p_i$  beinhalten, während  $\Delta b_{ij}^{sep}$  die Separationsfehler bei der Aufspaltung der  $b_{ij}$  definierenden

Stundenintegrale symbolisiert  $/145/ \cdot \Delta d_{ij}$  steht für die Ungenauigkeit, die aus der Annahme einer idealisierten Strahldichteverteilung des Himmels resultiert. Eine zu (2:68) analoge Formel gilt für  $\Delta B_3$ .  $\Delta D_3$  und  $\Delta B_3$  gehen gegen unendlich für  $\det \rightarrow 0$ .

#### 2.4.2.3. Aufspaltung der globalen Einstrahlung auf einer horizontalen Fläche

In diesem Abschnitt sei die Situation betrachtet, in der die globalen Einstrahlungsdaten  $G_1$  und  $G_2$  auf einer horizontalen Fläche 1 bzw. einer geneigten Fläche 2 gemessen werden. Die diffuse Komponente  $D_2$  und die direkte Komponente  $B_3$  seien auf einer horizontalen Fläche 3 zu bestimmen. Da die Ergebnisse der Zwei-Solarimeter-Methode immer mit gewissen Ungenauigkeiten (s.o.) behaftet sind, die insbesondere nahe von Nullstellen der Determinante ( $\det$ ) groß werden können, wird hierzu eine "Optimierte Zwei-Solarimeter-Methode" angewandt, die diese Fehler minimiert und kritische Situationen ( $\det \rightarrow 0$ ) kompensiert.

#### Optimierung der Methode

Von einer horizontalen Fläche aus werden Verbauungen gewöhnlich unter einem kleinen Winkel gesehen. Daher ist  $d_{13}$  in (2:66) nahezu gleich eins,  $g_{1j}$  und  $g_{3j}$  sind größenordnungsmäßig gleich null, während  $b_{13}$  zu Zeiten, zu denen die Flächen 1 und 3 beide bezüglich der direkten Komponente unbeschattet sind, identisch eins ist. Dies bedeutet, daß  $\delta_{13}$  und  $\beta_{13}$  in Gleichung (2:65-2:67) mit einem hohen Grad an Genauigkeit bestimmt werden können und daß ihre Werte ebenfalls nahezu gleich eins sind. Schreibt man nun Gleichung (2:65) für  $B_3$  als

$$B_3 = (G_1 - \delta_{13}D_3)/\beta_{13} \quad , \quad (2:69)$$

so sieht man, daß  $B_3$  ungefähr die gleiche Genauigkeit wie  $D_3$  zukommt. Deshalb kann sowohl  $\Delta D_3$  als auch  $\Delta B_3$  minimiert werden, indem  $\Delta D_3$  minimiert wird.

Der Fehler in  $D_3$  kann jedoch reduziert werden, indem man die Korrelationsmethode hinzuzieht. Eine Verkleinerung von  $\Delta D_3$  kann offensichtlich dadurch erreicht werden, daß ein geeignetes gewichtetes Mittel der Werte  $D_3^{\text{cor}}$  (nach der Korrelationsmethode) und  $D_3^{\text{sol}}$  (nach (2:67)) gebildet wird. Die optimalen Gewichtungsfaktoren erhält man, indem man  $\Delta D_3^{\text{sol}}$  aus (2:68) und  $\Delta D_3^{\text{cor}}$  als zufällige Fehler\* zweier unabhängiger "Messungen" derselben Größe  $D_3$  interpretiert. Der beste Schätzwert für  $D_3$  ist dann

$$D_3^{\text{opt}} = \frac{a D_3^{\text{sol}} + b D_3^{\text{cor}}}{a+b}, \quad a = (\Delta D_3^{\text{sol}})^{-2}, \quad b = (\Delta D_3^{\text{cor}})^{-2} \quad (2:70)$$

mit

$$\Delta D_3^{\text{opt}} = \frac{\sqrt{a+b}}{a+b}. \quad (2:71)$$

Singuläre Resultate der Zwei-Solarimeter-Methode werden in (2:70) automatisch unterdrückt, da dann  $(\Delta D_3^{\text{sol}})^{-2} \rightarrow 0$ .

### Analyse des theoretischen Fehlers

Gleichungen (2:68), (2:71) und die Formel für  $\Delta D_3^{\text{cor}}$  aus /143/ können benutzt werden, den Gesamtfehler in  $D_3^{\text{sol}}$ ,  $D_3^{\text{cor}}$ ,  $D_3^{\text{opt}}$  zu berechnen. Ferner kann der Effekt jeder einzelnen Fehlerquelle  $\Delta p$  mittels einer Empfindlichkeitsanalyse abgeschätzt werden /145/, um Hinweise für weitere Fehlerverringierungen zu erhalten.

Für diese Analysen müssen die freien Parameter in den jeweiligen Gleichungen spezifiziert werden. Insbesondere müssen Daten für  $G_1$  und  $G_2$  und für die einzelnen Fehlerquellen gegeben werden. Wegen der Vielzahl möglicher Parameterkombinationen ist eine Beschränkung auf

---

\* Die Annahme der Zufälligkeit ist wegen systematischer Fehler  $\Delta d_{23}$  für gewisse Wetterbedingungen nicht streng gültig. So lange jedoch keine Information über die variierende Anisotropie des diffusen Himmels erhalten werden kann, ist diese Annahme gerechtfertigt, besonders wenn Mittelwerte über verschiedene Wetterperioden betrachtet werden.

typische Situationen notwendig. Hier seien Daten zugrunde gelegt, die am Philips-Energie-Experimentierhaus in Aachen ("PEH") mit einem horizontalen und einem fast süd-orientierten ( $\gamma = -12^\circ$ ),  $48^\circ$  geneigten Solarimeter gemessen worden sind. Als Zeitspannen seien eine Winterperiode von 32 Tagen (18.1.77 - 18.2.77; 280 Stunden Tageslicht) und eine Sommerperiode von 38 Tagen (12.8.77 - 18.9.77; 510 Stunden Tageslicht) betrachtet.

In Bild 2:21 sind die Verteilungen der mittleren stündlichen Fehler in  $D_3^{\text{cor}}$ ,  $D_3^{\text{sol}}$  und  $D_3^{\text{opt}}$  für eine nicht abgeschattete horizontale Fläche über die Winterperiode gegeben. Hier ist  $\mu$  der mittlere Fehler über die Periode (Moment 1. Ordnung), während  $\sigma'$  die auf Null bezogene Standardabweichung (Wurzel des Momentes 2. Ordnung) der Verteilung ist. Demzufolge erbringt die Anwendung der optimierten Zwei-Solarimeter-Methode gegenüber der Korrelationsmethode eine Fehlerhalbierung. In Bild 2:22 sind die Fehlerverteilungen für die Sommerperiode angegeben. Die optimierte Zwei-Solarimeter-Methode führt hier insbesondere zu einer Verringerung der maximalen stündlichen theoretischen Fehler. Auffallend ist das Minimum bei ca.  $85 \text{ W/m}^2$  in der Fehlerverteilung der Zwei-Solarimeter-Methode. Jenseits dieses Minimums liegt ein Schwanz von 42 recht hohen Abweichungen. Diese entsprechen fast singulären Konstellationen ( $\det \rightarrow \infty$ ), die für die vorliegende Solarimeteranordnung in Morgen- und Abendstunden des Sommerhalbjahres auftreten können /145/.

Die Empfindlichkeitsanalyse zeigt, daß der Solarimeterfehler  $\Delta G_1 \approx \pm (3 \text{ W/m}^2 + 0,03 G_1)$  mit  $\partial D_3^{\text{opt}} / \partial G_1 \cdot \Delta G_1 = 6 \text{ W/m}^2$  ( $15 \text{ W/m}^2$ ) für die Winter-(Sommer-)Periode den stärksten Einfluß auf  $\Delta D_3^{\text{opt}}$  hat, so daß seine Reduzierung zu einer beträchtlichen Verringerung von  $\Delta D_3^{\text{opt}}$  führen würde.

#### 2.4.2.4. Theorie-Experiment-Vergleich für senkrechte Flächen

Die solare Einstrahlung auf senkrechte Flächen ist für den Energiehaushalt von Gebäuden von besonderer Bedeutung, so daß für diesen Fall ein Theorie-Experiment-Vergleich angestellt wird. Die globale Einstrahlung  $G_3$  ist hierzu mit drei Solarimetern - parallel zur

Ost- ( $\gamma=78^\circ$ ), Süd- ( $\gamma=-12^\circ$ ) und West- ( $\gamma=-102^\circ$ ) Wand des PEH ausgerichtet - gemessen worden.\* Die Berechnung der jeweiligen Globalstrahlungswerte geht von den gleichzeitig erfaßten Werten  $G_1$  und  $G_2$  aus und wendet auf diese die optimierte Zwei-Solarimeter-Methode (2.4.2.3) sowie die Transformationsformeln (2:67) für  $B_3$  und  $D_3$  an. Im Westen ist die globale Einstrahlung über 15 Tage im Februar 77 (1.2.77-9.2.77, 11.2.77-15.2.77 und 17.2.77) gemessen worden. Die stündlichen Abweichungen der berechneten von den experimentell ermittelten Werten geht aus Abbildung 2:23 hervor. Danach weichen 50% aller berechneten Werte um weniger als  $\pm 5 \text{ W/m}^2$  von den experimentellen Ergebnissen ab, während 80% der Abweichungen in einen  $\pm 10 \text{ W/m}^2$ -Bereich und 95% in einen  $\pm 15 \text{ W/m}^2$ -Bereich fallen. Diese Abweichungen mitteln sich über die betrachtete Periode zu einem Wert von  $0,9 \text{ W/m}^2$  aus. Demzufolge sagt die Theorie die globale Einstrahlung über eine längere Periode mit einer Genauigkeit von besser als 2 Prozent voraus, während die stündlichen Werte zwischen 10 und 15 Prozent des Periodenmittels um die experimentellen Daten streuen können. Die fast gaußsche Form der Kurve weist auf die "Zufälligkeit" der zugrundeliegenden Vorgänge hin. Eine Fehleranalyse zeigt, daß ein beträchtlicher Teil der Abweichungen sich bereits durch Ungenauigkeiten im Experiment erklären läßt /145/.

Im Süden und Osten sind die Experimente an sonnigen Tagen mit einer mittleren globalen Einstrahlung von  $299 \text{ W/m}^2$  beziehungsweise  $228 \text{ W/m}^2$  durchgeführt worden. Wegen der geringen Stundenzahl können nur grobe statistische Aussagen gemacht werden. Die Stundenwerte der südorientierten Fläche weichen danach im Mittel um ca.  $\pm 20 \text{ W/m}^2$ , die der ostorientierten um  $\pm 25 \text{ W/m}^2$  von den experimentellen Werten ab. Auch diese Differenzen liegen im Fehlerbereich des Experiments /145/.

Die Größe der theoretischen Fehler und der begrenzten Abweichungen vom Experiment lassen den Schluß zu, daß die Zwei-Solarimeter-Methode in ihrer optimierten Form zur Bestimmung des solaren Beitrages zum Energiehaushalt von Gebäuden geeignet ist.

---

\* Experimente K. Klinkenberg

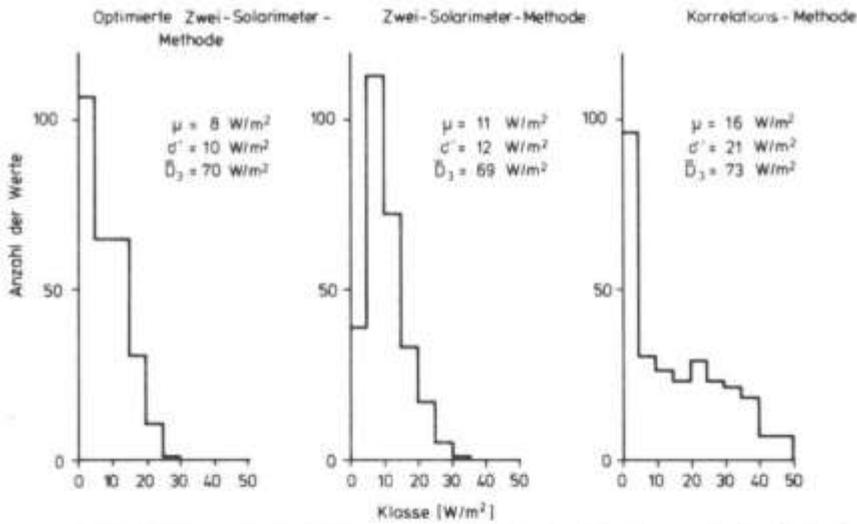


Bild 2.21 Verteilung der stündlichen mittleren Fehler für die diffuse Komponente  $D_3$  (Winter)

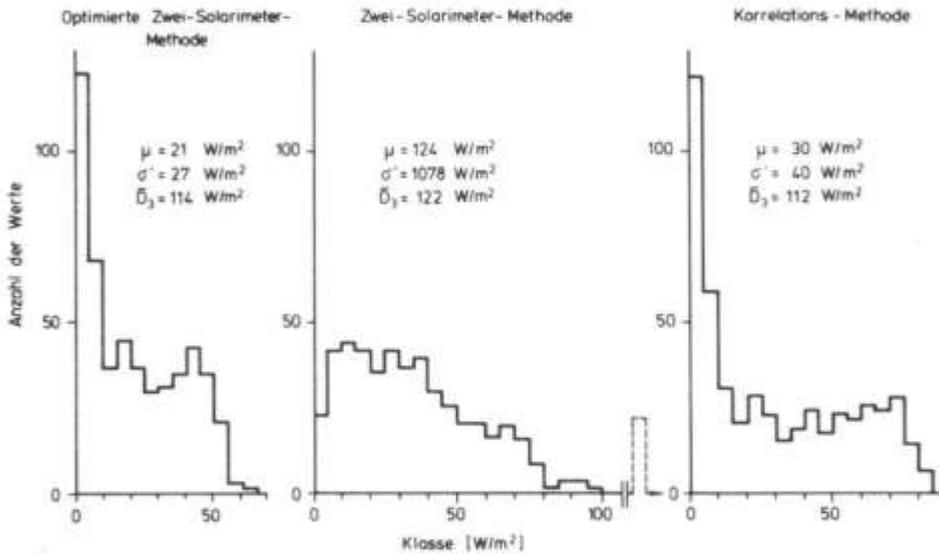


Bild 2.22 Verteilung der stündlichen mittleren Fehler für die diffuse Komponente  $D_3$  (Sommer)

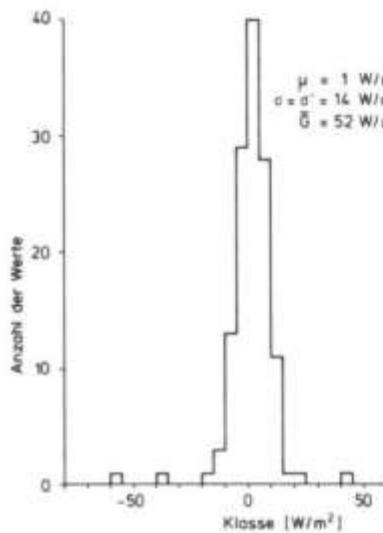


Bild 2.23 Stündliche Abweichungen der globalen Einstrahlung  $G$  auf eine westorientierte Fläche vom Experiment

### 3. Simulationsrechnungen für das Philips-Energie-Experimentierhaus (PEH)

#### 3.1. Zielsetzung und Vorgehensweise

Die Simulationsrechnungen für das PEH dienen vorwiegend zwei Zielen:

- (a) der Überprüfung des Ein-Kapazitäten-Modells durch Vergleich zum Experiment,
- (b) der Analyse des Einflusses der am PEH durchgeführten Energiesparmaßnahmen, der internen und solaren Lasten, sowie spezieller experimenteller Randbedingungen auf den Energiehaushalt des PEH.

Zu (a) werden die mittleren Raumtemperaturen und Heizenergien des PEH im zeitlichen Verlauf und über statistische Kenngrößen mit den Ergebnissen der modellmäßigen Simulation verglichen. Es werden verschiedenartige Randbedingungen und Betriebszustände zugrunde gelegt. Um Aussagen über die Modelldynamik zu gewinnen, sind Modellparameter und Randbedingungen sehr exakt zu bestimmen, was teilweise die Verwendung speziell an das PEH angepaßter Algorithmen erforderlich macht.

Für (b) wird das thermische Verhalten über ein Jahr simuliert. Energieflüsse, Raumtemperaturen und Wärmebedarf werden mit den Ergebnissen verglichen, die sich für alternative Parameterkonfigurationen ergeben. Um Einflüsse von Sonderexperimenten und Datenlücken zu eliminieren, wird für den Gebäudebetrieb ein Standardsimulationsprofil zugrunde gelegt.

In Abschnitt 3.2 wird das PEH kurz vorgestellt. In Abschnitt 3.3 werden die Modellparameter des Ein-Kapazitäten-Modells ermittelt und Algorithmen entwickelt, die zur Erfassung spezieller experimenteller Gegebenheiten erforderlich sind. Es wird ein Mittelungsverfahren angegeben, daß unter bestimmten Bedingungen die Reduktion des Vielraumsystems PEH auf den Einzonenfall gestattet. In 3.4. bzw. 3.5. werden die Simulationsrechnungen zu (a) und (b) durchgeführt und die Ergebnisse diskutiert.

Experimente und Simulation für das PEH beziehen sich auf das als Meßzone definierte Erdgeschoß. Für den Theorie-Experiment-Vergleich muß jedoch der Windfang/Treppenhausbereich ausgeklammert werden, da es in dieser Gebäudezone zu unvermeidlichen, nur schwer erfaßbaren Störungen bei Kontrollgängen ins PEH kommt.

### 3.2. Das Philips-Energie-Experimentierhaus

Das PEH ist 1974/75 auf dem Gelände des Philips Forschungslaboratoriums Aachen errichtet worden. Seitdem ist in einer Vielzahl von Veröffentlichungen (siehe u.a. /5, 6, 151/) über die energietechnische Konzeption des Hauses und die durchgeführten Messungen berichtet worden. Die folgenden Ausführungen beschränken sich deshalb auf eine überblicksmäßige Beschreibung des Hausaufbaus und der durchgeführten Maßnahmen. Details werden, soweit sie für die Rechnungen von Belang sind, in den Abschnitten 3.3-3.5 erläutert.

#### 3.2.1. Aufbau

Dem PEH (Bild 3:1) liegt ein Fertighaus (Hersteller Fa. Streif, Vettelschloß bei Linz/Rhein) zugrunde, das in Größe, Einrichtung und Ausstattung mit Geräten den Bedürfnissen einer durchschnittlichen vierköpfigen Familie entspricht. Es unterscheidet sich von der



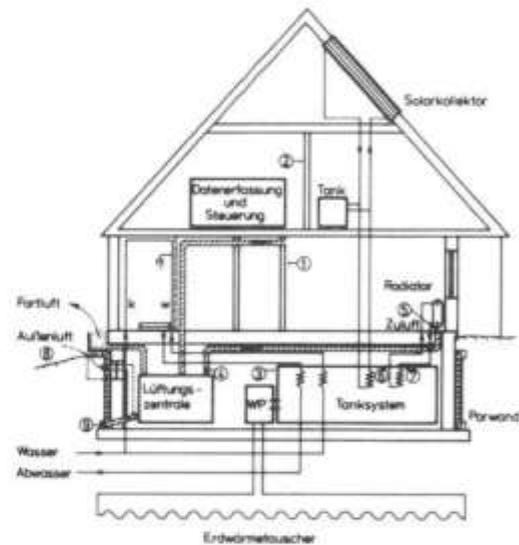
Bild 3:1

Das PEH

serienmäßigen Ausführung durch wärmetechnische Verbesserungen, die mit dem Ziel einer möglichst weitgehenden Reduzierung des Wärmebedarfs nachträglich durchgeführt wurden, sowie durch die installierten speziellen Energie- und Kontrollsysteme. Der Wohnbereich (Bild 3:2) liegt im Erdgeschoß des Gebäudes. Die anderen Bereiche (Bild 3:3) dienen im wesentlichen zur Aufnahme der umfangreichen experimentellen Zusatzeinrichtungen. Das thermische Verhalten dieser Bereiche ist nur insoweit von Interesse, als es das thermische Verhalten des Erdgeschosses und der verschiedenen Energiesysteme beeinflusst.



Bild 3.2 Grundriß Wohnbereich und Auslegungstemperaturen



① =  $\theta_{Ri}$ , ② =  $\theta_{Rd}$ , ③ =  $\theta_{K}$ , ④ =  $\theta_{zu}^c$ , ⑤ =  $\theta_{zu}^c$ , ⑥ =  $\theta_{vor}$ , ⑦ =  $\theta_{rück}$ , ⑧ =  $\theta_{U}$ , ⑨ =  $\theta_{PW}$

Bild 3.3 Schnitt durch das PEH (Prinzip)

### 3.2.2. Wärmetechnische Maßnahmen

Zur Verringerung des Wärmebedarfs sind die Außenwände mit 16 cm Steinwolle zusätzlich isoliert worden. Decke und Fußboden des Erdgeschosses sind aus experimentellen Gründen ebenfalls mit bis zu 18 cm Styrodur zusätzlich wärmedämmend. Als Fenster wurden dichtschießende goldbedampfte Doppelscheibenfenster verwendet. Rolläden reduzieren die nächtlichen Wärmeverluste. Die Außenwände wurden ferner durch Anbringen einer Polyäthylenhülle abgedichtet, um die Fugenlüftungsverluste zu verringern.

### 3.2.3. Heizungs- und Klimasystem

Das Heizungs- und Klimasystem des PEH (Bild 3:3) besteht aus einer Vielzahl parallel arbeitender, koppelbarer und z.T. sich ergänzender Komponenten, die zum Zweck der experimentellen Analyse installiert worden sind. Die Wärmeverteilung erfolgt über ein konventionelles Warmwasserheizsystem. Die Vorlauftemperatur wird zentral manuell eingestellt, während die Durchflußrate automatisch durch Thermostatventile reguliert wird. Die Raumlufttemperaturen im Auslegungsfall sind in Bild 3:2 gegeben.

Zur kontrollierten Belüftung des PEH (Bild 3:3) ist ein System installiert worden, das über einen regenerativen Wärmeaustauscher (Econovent) eine bis zu ca. 90% Rückgewinnung der Wärme aus der Abluft und eine ca. 85% Rückgewinnung der Feuchte ermöglicht. Drehzahl und Volumenstrom (maximal 1000 m<sup>3</sup>/h) sind regelbar. Die Zuluft kann über eine Porwand, die entlang der N/O/S-Seiten der Kellerwände installiert ist, geführt werden, um im Winter eine Vorerhitzung und im Sommer eine Vorkühlung zu erreichen.

### 3.2.4. Benutzungssimulation

Die Einflüsse der internen Lasten sind bei der rechnergestützten Steuerung des PEH berücksichtigt worden (Bild 3:4). Feuchte Lasten werden durch Kochen von Wasser und Betrieb der Dusche erzeugt.

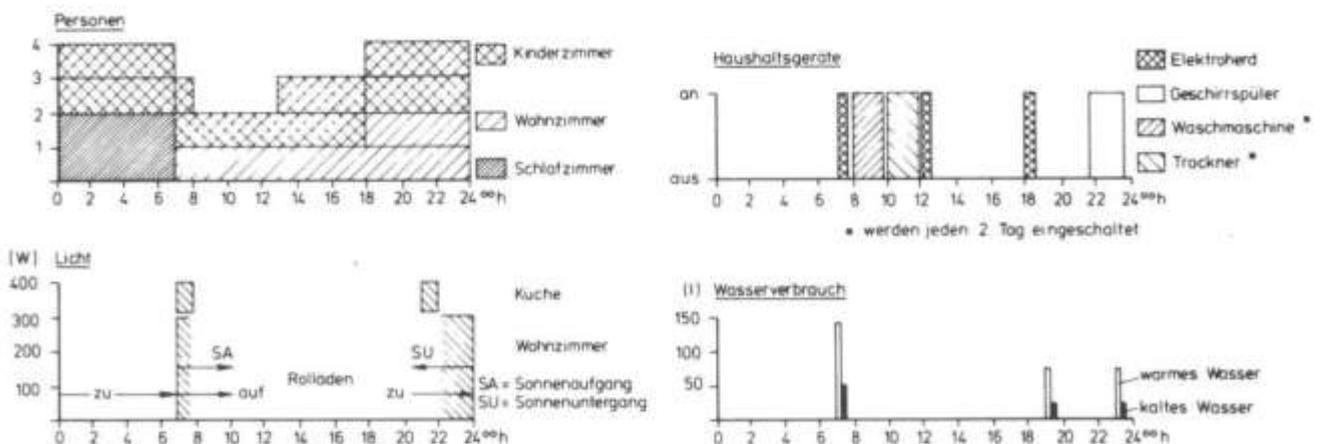


Bild 3.4. Standardnutzungsprofil

### 3.2.5. Datenerfassung und -verarbeitung

Zur Untersuchung der verschiedenen Energieströme im PEH ist die genaue Erfassung der energetischen Einflußgrößen im Haus und seiner Umgebung in genügender zeitlicher Auflösung erforderlich. Im und am PEH werden 139 Meßstellen in Abständen bis hinunter zu einer Minute von einem P 855 Minicomputer abgefragt. Die Meßwerte werden zu stündlichen Daten komprimiert. Diese komprimierten Daten bilden den Ausgangspunkt für die hier durchgeführten systemanalytischen Untersuchungen.

Von Bedeutung für die folgende Analyse (vgl. Bild 3:3) sind die Lufttemperaturen im Erdgeschoß des PEH ( $\theta_{Rj}$ ), dem angrenzenden Ober- und Untergeschoß ( $\theta_D$ ,  $\theta_K$ ) die Temperaturverläufe im Zuluftkanal des Belüftungssystems ( $\theta_{ZU}^C$ ) und im Vor- und Rücklauf des Warmwasserradiatorsystems ( $\theta_{VOR}$ ,  $\theta_{RÜCK}$ ), das aktuelle Benutzungsprofil (Erfassung über kWh-Zähler, handschriftliche Aufzeichnungen), sowie die meteorologischen Daten. Die Lufttemperaturen  $\theta_{Rj}$  im Wohnbereich werden in ca. 1,8 m Höhe (Bad 2 m) gemessen. Wegen der hohen Wärmedämmung des PEH sind sie im allgemeinen den Temperaturen der raumseitigen Oberflächen annähernd gleich, so daß sie gleichermaßen die effektiven Mitteltemperaturen für die Komfort- und Wärmeverlustdefinition (vgl. 2.2.3.1) repräsentieren. Die Außenlufttemperatur  $\theta_{aL}$  und die relative Feuchte  $\varphi$  werden in einem Wetterhäuschen in 2 m Höhe auf der Ostseite des Hauses aufgenommen. Die Windgeschwindigkeit  $\vec{w}$  wird auf einem 10 m hohen Mast ebenfalls östlich des PEH erfaßt, während die Globalstrahlung  $G$  von einem horizontalen ( $G_0$ ) und einem  $48^\circ$  geneigten,  $12^\circ$  nach Südwest orientiertem Solarimeter ( $G_{48}$ ) auf dem Dachfirst gemessen wird. Ferner werden auf der Nordseite am PEH  $\theta_{aL}$  und  $\varphi$  von einem Schreiber erfaßt.

Die komprimierten Daten sind für die folgende Untersuchung einer zweiten Säuberung von Erfassungsfehlern unterzogen worden. Lücken in den meteorologischen Daten sind unter Verwendung von Ersatzdaten und spezieller Auffüllalgorithmen geschlossen worden (siehe A1).

### 3.3. Das Ein-Kapazitäten-Modell für das PEH

#### 3.3.1. Reduktion des Vielraumproblems

##### 3.3.1.1. Die effektive mittlere Gebäudeinnentemperatur

In realen Gebäuden ist eine einheitliche Gebäudeinnentemperatur  $\theta_R$  nur näherungsweise gegeben. Dies trifft insbesondere für das PEH zu\*. Hier gibt es Räume  $i$  (Bild 3:2), die im Auslegungsfall in ihrer Raumtemperatur  $\theta_{Ri}$  um mehrere Grad von den Temperaturen der übrigen Räume abweichen. Anstelle einer Gebäudeinnentemperatur  $\theta_R$  zu einer Wärmekapazität  $C_R$  liegt also der Fall unterschiedlicher Gebäudeinnentemperaturen  $\theta_{Ri}$  zu verschiedenen Raumkapazitäten  $C_{Ri}$  vor, so daß anstelle der Ein-Kapazitäten-Gleichung (2:1) hier die Wärmebilanz in der Form

$$\sum_i C_{Ri} \frac{d\theta_{Ri}}{dt} = \sum_{ij} \dot{Q}_{ij}(\theta_{Ri}, \theta_{aj}) + \sum_i \dot{Q}_i \quad (3:1)$$

aufzustellen ist. Dabei ist

$\dot{Q}_{ij}(\theta_{Ri}, \theta_{aj})$  der Wärmestrom zwischen Raum  $i$  und dem Umgebungsbereich  $j$  der Temperatur  $\theta_{aj}$ ,

$\dot{Q}_i$  die Summe aller Wärmequellen im Raum  $i$ .

Es erhebt sich die Frage, wie die Raumtemperaturen  $\theta_{Ri}$  zu einer mittleren Gebäudeinnentemperatur  $\bar{\theta}_R$  zusammengefaßt werden können, welche mit der Temperatur  $\theta_R$  des Ein-Kapazitäten-Modells identifiziert und mit Simulationsergebnissen des Modells verglichen werden kann.

Zu Beantwortung dieser Frage legen wir wiederum ein näherungsweise lineares Wärmestromgesetz der Form

---

\* Unter dem "Gebäudeinneren" des PEH wird im folgenden das als Experimentierzone definierte Erdgeschoß (bzw. der Wohnbereich) verstanden.

$$\dot{Q}_{ij}(\theta_{Ri}, \theta_{aj}) = U_{ij} (\theta_{Ri} - \theta_{aj}) \quad (3:2)$$

zugrunde, wobei die Koeffizienten  $U_{ij}$  hier den gesamten Wärmestrom pro Grad Temperaturdifferenz zwischen dem Raum  $i$  und dem Umgebungsbereich  $j$  beschreiben. Es lassen sich dann Mitteltemperaturen  $\bar{\theta}_{RC}$  und  $\bar{\theta}_{RU}$  definieren:

$$\bar{\theta}_{RC} = \frac{\sum_i C_{Ri} \theta_{Ri}}{C_R} \quad \text{mit } C_R = \sum_i C_{Ri} \quad , \quad (3:3)$$

$$\bar{\theta}_{RU} = \frac{\sum_i U_{Ri} \theta_{Ri}}{U_R} \quad \text{mit } U_{Ri} = \sum_j U_{ij} \quad \text{und} \quad U_R = \sum_{ij} U_{ij} \quad . \quad (3:4)$$

Aus (3:1) folgt sodann durch Zusammenfassen von Termen

$$C_R \frac{d\bar{\theta}_{RC}}{dt} = \sum_j U_{aj} (\theta_{aj} - \bar{\theta}_{RU}) + \dot{Q} \quad , \quad (3:5)$$

wobei  $U_{aj} = \sum_i U_{ij}$ ,  $\dot{Q} = \sum_i \dot{Q}_i$ .

Falls nun

$$C_{Ri}/C_R = U_{Ri}/U_R \quad \text{oder} \quad \theta_{Ri} = \theta_{Ri}' \quad \text{für } i \neq i' \quad (3:6)$$

gilt, dann folgt

$$\bar{\theta}_{RC} = \bar{\theta}_{RU} \quad , \quad (3:7)$$

so daß (3:5) zur Ein-Kapazitäten-Gleichung (2:1) äquivalent wird.

Für das PEH gilt, wie unten gezeigt wird, (3:6) und somit (3:7) in guter Näherung ( $\bar{\theta}_{RC}$  weicht in der Regel um weniger als  $\pm 0,2^\circ\text{C}$  von  $\bar{\theta}_{RU}$  ab; nimmt man den Windfang aus, reduziert sich die Differenz auf weniger als  $\pm 0,1^\circ\text{C}$ ).

Definiert man daher weiter als effektive mittlere Gebäudeinnentemperatur

$$\bar{\theta}_R = \frac{\bar{\theta}_{RC} + \bar{\theta}_{RU}}{2} , \quad (3:8)$$

so erhält man eine Temperatur, die in guter Näherung der Temperatur  $\theta_R$  des Ein-Kapazitäten-Modells entspricht. Letzteres wird gemäß (3:5) hier neben  $C_R$  durch die bezogenen Wärmeströme  $U_{aj}$  (vgl. S. 8ff), die Lastterme  $\dot{Q}$  und die Temperaturen  $\theta_{aj}$  bestimmt. Die Ermittlung dieser Größen wird in 3.3.2-3.3.5. beschrieben.

### 3.3.1.2. Theoretische Grenzen

Die Definition einer effektiven mittleren Gebäudeinnentemperatur gibt demzufolge die Möglichkeit, das Ein-Kapazitäten-Modell auch auf Mehrraumprobleme anzuwenden, falls (3:6) näherungsweise gilt und falls nur Aussagen über mittlere Temperaturen erforderlich sind. Grenzen werden jedoch sichtbar, wenn der Wärmebedarf für ein Mehrraumproblem berechnet werden soll.

Ob ein Wärmebedarf vorliegt, wird im Ein-Kapazitäten-Modell anhand der mittleren Raumtemperatur  $\theta_R$  entschieden. Erreicht diese Temperatur eine Heiztemperatur  $\theta_H$ , so liegt ein Wärmebedarf vor, während im Mehrraumfall dafür die Raumtemperaturen  $\theta_{Ri}$  (genauer die Temperaturen an den Thermostatfühlern) und die Heiztemperaturen  $\theta_{Hi}$  maßgeblich sind. Definiert man  $\theta_H = \bar{\theta}_H$  analog zu  $\bar{\theta}_R$ , so sieht man, daß das Ein-Kapazitäten-Modell nur dann zum Realfall konsistente Ergebnisse liefert, wenn gilt:

$$\theta_{Ri} = \theta_{Hi} \text{ (i.e. Wärmebedarf in } i) \implies \quad (3:9)$$

für alle  $i$ :  $\theta_{Ri} = \theta_{Hi}$  (Wärmebedarf in allen Räumen) .

Ist (3:9) nämlich nicht erfüllt, so kann es vorkommen, daß im betrachteten Mehrzonengebäude ein Wärmebedarf (in einzelnen Räumen) vorliegt, während im Ein-Kapazitäten-Modell wegen  $\theta_R > \bar{\theta}_H$  kein Wärmebedarf auftritt. Zieht man die Wärmebilanz über einen längeren

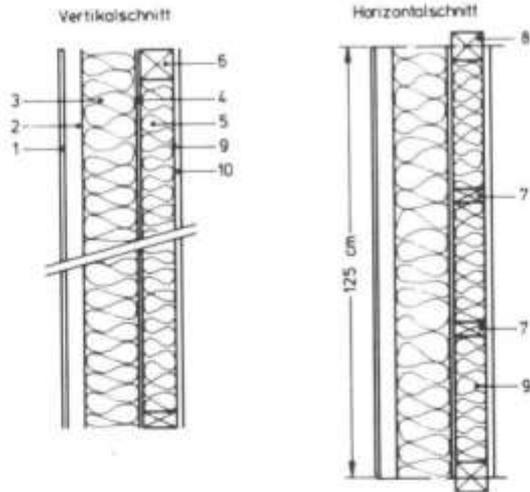
Zeitraum, so bedeutet dies im allgemeinen, daß durch das Zuführen von Heizenergie die innere Energie des Gebäudes größer als im Ein-Kapazitäten-Modell wird. Dieser Überschuß ist nicht "verloren" und kann zu einem späteren Zeitpunkt meist verwendet werden. Die Speicherung erfordert jedoch ein erhöhtes Temperaturniveau, so daß es hierdurch zu einem insgesamt höheren Heizenergieverbrauch kommt als vom Ein-Kapazitäten-Modell berechnet. Die Größe der Abweichung läßt sich abschätzen, indem man das Ein-Kapazitäten-Modell auf die Gebäudezonen unter Annahme völliger Entkopplung einzeln anwendet und die Wärmebedarfssumme mit dem Ergebnis des Modells bei Anwendung auf das Haus als Einzonengebäude vergleicht (Kap. 4).

### 3.3.2. Innere Wärmekapazität

Die Bestimmung der effektiven Wärmekapazität  $C_R$  des PEH erfolgt nach dem in 2.2.2. beschriebenen Verfahren. Zu bestimmen sind hier gemäß (2:13) die Kapazitäten  $c_k \rho_k V_k$  der einzelnen Wandschichten  $k$ , deren thermische Ankopplung an das Gebäudeinnere, sowie die Kapazität des Inventars. Die Summe der verschiedenen Kapazitäten ergibt unter Berücksichtigung der Abminderungsfaktoren  $\hat{f}_1$ ,  $f_2$  und  $f_3$  die Kapazität  $C_R$ . Die Kapazitätsverteilung über die einzelnen Räume des PEH folgt aus entsprechender räumlicher Zuordnung der Summanden von  $C_R$ .

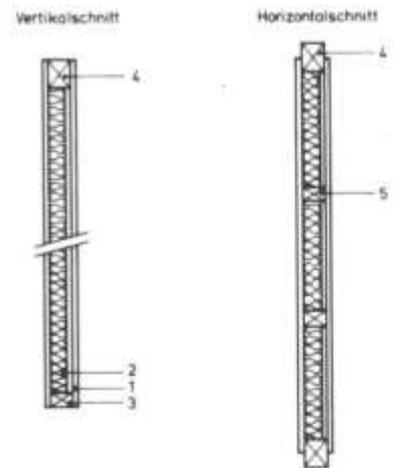
Die zur Rechnung benötigten Wanddaten sind in Bild 3:5 - 3:8 angegeben. Die Verteilung der Wandtypen und sonstiger Bauelemente im Gebäude ist dem Bauplan entnommen (Ausschnitt Bild 3:9). Das Inventar entspricht der typischen Ausstattung einer vierköpfigen Familie (Bild 3:2). Seine Wärmekapazität wurde teils durch Wägung, teils durch räumliche Vermessung ermittelt.

Für  $C_R$  ergibt sich eine effektive Wärmekapazität von ca. 5,5 kWh/K ( $\pm 0,2$  kWh/K) für den Wohnbereich (excl. des Windfangs-/Treppenhausbereiches) und von ca. 6,5 kWh/K ( $\pm 0,2$  kWh/K) für das Erdgeschoß (incl. des Windfang-/Treppenbereiches). Der Anteil des Inventars liegt bei ca. 30%. Die Verteilung der Kapazität  $C_R$  über die Räume (3:6) ist aus Tabelle 3:3 (S. 79) zu ersehen.



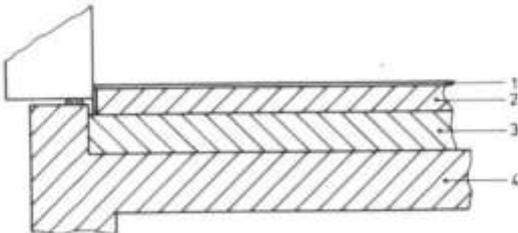
Teil	Material	Dicke [cm]	$\lambda$ [W/mK]	c [J/KgK]	$\rho$ [Kg/m <sup>3</sup> ]
1	Asbestzement	0,8	0,51	1047	1400
2	Luft	5			
3	Steinwolle	16	0,04	790	100
4	Spanplatte	1	0,13	2094	600
5	Steinwolle	9	0,04	790	100
6	Holz	9 × 4,5	0,15	2340	550
7	Holz	9 × 3,3	0,15	2340	550
8	Holz	9 × 9	0,15	2340	550
9	Polyäthylen	0,01			
10	Rigips	1,8	0,21	840	1000

Bild 3-5 Außenwandaufbau



Teil	Material	Dicke [cm]	$\lambda$ [W/mK]	c [J/KgK]	$\rho$ [Kg/m <sup>3</sup> ]
1	Rigips	1,8	0,21	840	1000
2	Steinwolle	4	0,04	790	100
3	Holz	7 × 4,5	0,15	2340	550
4	Holz	7 × 9	0,15	2340	550
5	Holz	7 × 3,3	0,15	2340	550

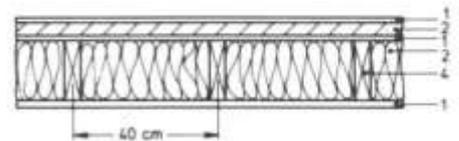
Bild 3-6 Zwischenwandaufbau



Teil	Material	Dicke [cm]	$\lambda$ [W/mK]	c [J/KgK]	$\rho$ [Kg/m <sup>3</sup> ]
1	Teppich	0,5	0,12	880	320
1*	Fliesen	0,5	1,0	828	2000
2	Anhydrit-Estrich	8	0,6	840	1200
3	Styrodur	12	0,035	1200	25
4	Beton	18	2,0	1080	2400

1 alle Räume außer Küche, Bad und WC  
1\* Küche, Bad und WC

Bild 3-7 Fußbodenaufbau



Teil	Material	Dicke [cm]	$\lambda$ [W/mK]	c [J/KgK]	$\rho$ [Kg/m <sup>3</sup> ]
1	Spanplatte	1,9	0,13	2094	600
2	Styrodur	4	0,035	1200	25
3	Steinwolle	1,8	0,04	790	100
4	Holz	18 × 4,8	0,15	2340	550

Bild 3-8 Deckenaufbau

### 3.3.3. Bezogene Wärmeströme

#### 3.3.3.1. Transmission

Die bezogenen Wärmeströme  $U_{aj}$  und  $U_{Ri}$  für Wärmeleitung ergeben sich durch Multiplikation der Flächen  $A_{ij}$  der verschiedenen Außenbauteile  $j$  der Räume  $i$  mit den entsprechenden  $k$ -Werten gemäß (2:19), (3:4), (3:5). Für die Berechnung der  $k$ -Werte ist eindimensionaler Wärmefluß vorausgesetzt. An Rändern und Ecken zu Decke und Boden wird der Effekt mehrdimensionalen Wärmeflusses durch Ermittlung effektiver thermischer Weglängen analog 2.3. überschlägig abgeschätzt.

Die Ergebnisse für  $U_{aj}$  sind in Tab. 3:1 und 3:2 (S. 78) wiedergegeben. Die Werte für  $U_{Ri}$  finden sich normiert auf  $U_R$  in Tab. 3:3 (S. 79).

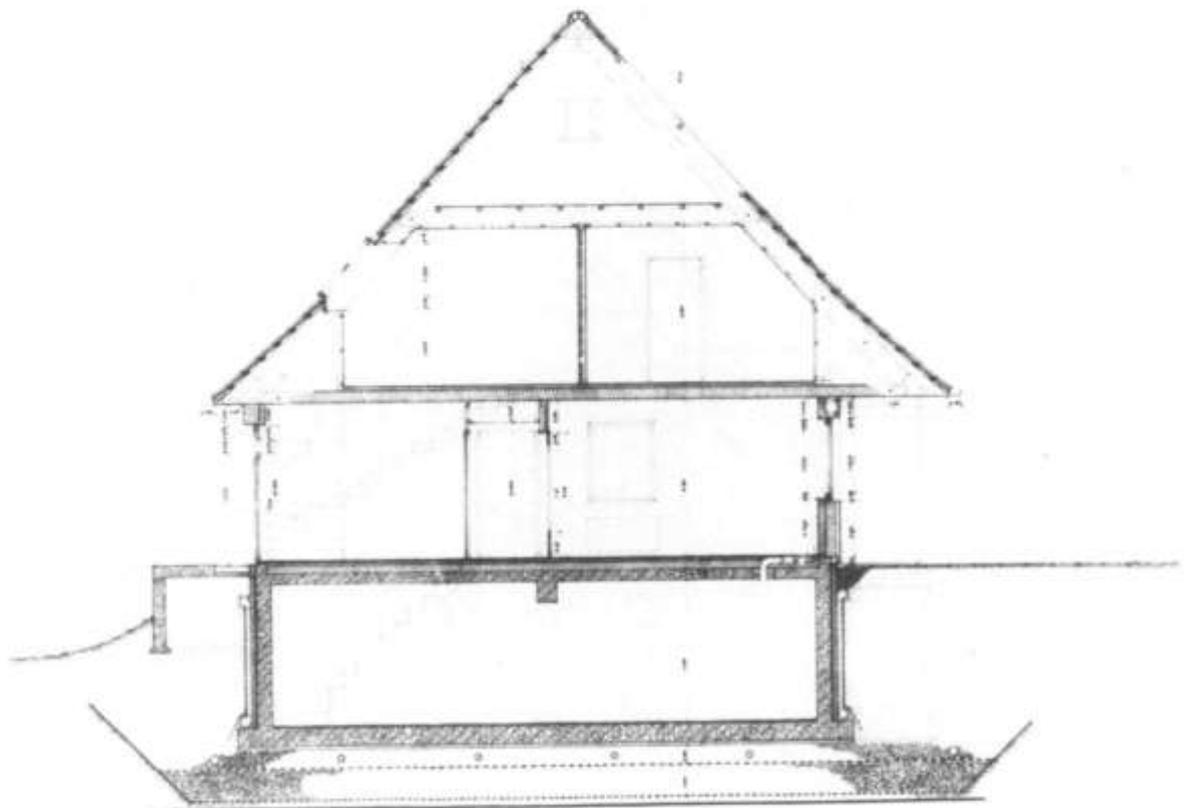


Bild 3:9 Bauzeichnung: Querschnitt durch das PEH

### 3.3.3.2 Luftwechsel

Die bezogenen Wärmeströme  $U_{aj}$  für Luftwechsel ergeben sich gemäß (2:30) durch Multiplikation des Zuluftmassenstroms  $\dot{m}_{ZUj}$  mit der spezifischen Wärmekapazität  $c$ , beziehungsweise des Zuluftvolumenstromes  $\dot{V}_{ZUj}$  mit der volumenbezogenen Wärmekapazität  $c \cdot \rho_j$ . Die in 2.2.3.2. für durchschnittliche Verhältnisse vorgestellten Formeln eignen sich jedoch - wie bereits angedeutet - nicht für eine detaillierte Beschreibung des PEH, da am PEH verschiedene experimentbedingte Wand-, Decken- und Bodendurchlässe zu besonderen Luftwechselverlusten führen (Bild 3:10). Ferner wirken sich auch die Betriebszustände des kontrollierten Belüftungssystems (Bild 3:3) auf die unkontrollierten Fugenlüftungsverluste aus.

Die gesamte Durchlässigkeit ( $a \cdot l$ ) der Gebäudehülle läßt sich aus einem Überdruckexperiment [152] abschätzen (siehe Bild 3:11). Hierbei gilt näherungsweise die Beziehung

$$\log(\dot{V}_{ZU}) = n \log \Delta p + \log(a \cdot l) \quad (3:10)$$

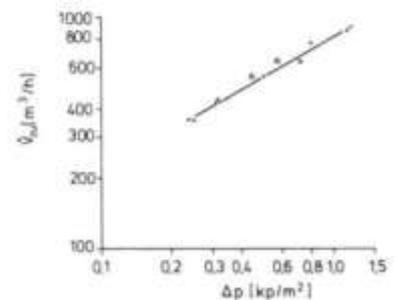
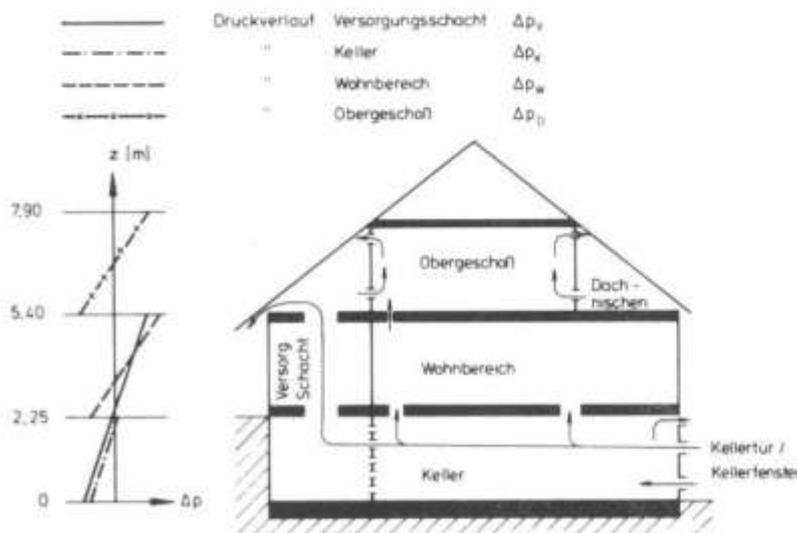


Bild 3:10 Thermische Differenzdruckverteilung und Luftströmungen im PEH. (Prinzip,  $w = 0$ )

Bild 3:11 Luftvolumenstrom  $\dot{V}_{ZU}$  als Funktion der Druckdifferenz innen - außen  $\Delta p$  für das PEH - Erdgeschoss (nach [152])

Aus Bild (3:11) läßt sich der mittlere Druckexponent  $n$  der Außenhülle des PEH-Erdgeschosses ablesen:

$$n \approx 0,58 \quad . \quad (3:11)$$

Für (a\*1) ergibt sich

$$(a^*1) \approx 820 \frac{\text{m}^3/\text{h}}{(\text{kp}/\text{m}^2)^n} \approx 220 \frac{\text{m}^3/\text{h}}{(\text{Pa})^n} \quad . \quad (3:12)$$

Die Verteilung der Undichtigkeiten wurde mit Hilfe von Rauchexperimenten abgeschätzt. Sie ist in Bild (3:12) wiedergegeben. Demzufolge entfällt der größte Teil (ca. 75%) der Undichtigkeiten im Wohnbereich auf Fußboden und Decke, ein kleiner Teil (ca. 25%) auf Außenwände und Fenster. Für die Fugenlüftung ist im vorliegenden Fall daher die temperaturbedingte Luftzufuhr aus Keller beziehungsweise Dachgeschoß von relativ großer Bedeutung.

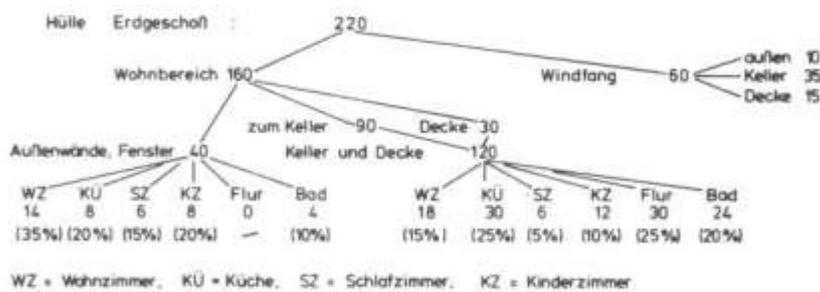


Bild 3:12: Verteilung der Undichtigkeiten  $a_1 \left[ \frac{\text{m}^3/\text{h}}{(\text{Pa})^{0,58}} \right]$  im PEH

Zur quantitativen Erfassung der Luftwechselraten sind spezielle Modelle entwickelt worden (Anhang A2). Für den Fugenluftstrom  $\dot{V}_{ZU}^{KD}$  vom Keller bzw. Obergeschoß des PEH und für den Fugenluftstrom  $\dot{V}_{ZU}^A$  aus dem Gebäudeaußenbereich in den Wohnbereich gilt danach näherungsweise (vgl. A2:18):

$$\dot{V}_{ZU}^{KD} = \max \left( 220 \text{ m}^3/\text{h} \sqrt{\frac{|\Delta T|}{T_{aL}}} - \Delta \dot{V}^C * 0,5 ; \dot{V}_{ZU}^C * 0,1 \right) \quad , \quad (3:13)$$

$$\dot{V}_{ZU}^A = \max \left( 10 \text{ m}^3/\text{h} * \frac{w}{1\text{m/s}} - \Delta \dot{V}^C * 0,06 ; 55 \text{ m}^3/\text{h} \sqrt{\frac{|\Delta T|}{T_{aL}}} - \Delta \dot{V}^C * 0,12 ; 0 \right) \quad ,$$

wobei  $\Delta T = \bar{\theta}_R - \theta_{aL}$  : Temperaturdifferenz innen-außen,  
 $\Delta \dot{V}^C = \dot{V}_{zu}^C - \dot{V}_{ab}^C$  : Differenz zwischen kontrolliertem Zu- und Abluftstrom des Belüftungssystems.

Die entsprechenden Zuluftraten  $\dot{V}_{zu}^{KD}$ ,  $\dot{V}_{zu}^A$  für das gesamte Erdgeschoß (incl. Windfang/Treppenbereich) liegen ca. 40 bzw. 20 % höher (A2). Aus (3:13) und der (gegebenen) Zuluftrate des Belüftungssystems folgen direkt die bezogenen Wärmeströme  $U_{a14} \approx 0,34 \text{ Wh/m}^3\text{K} \dot{V}_{zu}^{KD}$ ,  $U_{a15} \approx 0,34 \text{ Wh/m}^3\text{K} \dot{V}_{zu}^A$  und  $U_{a16} \approx 0,34 \text{ Wh/m}^3\text{K} \dot{V}_{zu}^C$ .

Die Verteilung der bezogenen Wärmeströme  $U_{a14} - U_{a16}$  über die Räume des PEH kann näherungsweise proportional zu der Verteilung der Undichtigkeiten (Bild 3:12) und der Zuluftraten des Belüftungssystems (Tab. 3:4 S. 79) geschehen. Zur Berechnung mittlerer Wichtungskoeffizienten  $U_{Ri}/U_R$  in (3:4) sind zunächst folgende Standardbedingungen angenommen worden:

Winter:  $w = 3 \text{ m/s}$ ,  $\theta_{aL} = 0^\circ\text{C}$ ,  $\theta_R = 20^\circ\text{C}$  ,

$$\dot{V}_{zu}^C = \begin{cases} 0 & \text{für Sonderexperimente} \\ 280 \text{ m}^3/\text{h} & \text{für den Wohnbereich} \\ 300 \text{ m}^3/\text{h} & \text{für den Wohnbereich incl. Windfangzone} \end{cases}$$

Sommer:  $w = 3 \text{ m/s}$ ,  $\theta_{aL} = 20^\circ\text{C}$ ,  $\theta_R = 20^\circ\text{C}$  ,

$$\dot{V}_{zu}^C = \begin{cases} 0 & \text{für Sonderexperimente} \\ 560 \text{ m}^3/\text{h} & \text{für den Wohnbereich} \\ 600 \text{ m}^3/\text{h} & \text{für den Wohnbereich incl. Windfangzone} . \end{cases}$$

Addiert man die auf diese Weise gewonnenen Lüftungsanteile von  $U_{Ri}$  zu Tab. 3:3 (S. 79) Zeile 2 (Wärmeleitung), so ergeben sich die Gesamtwichtungskoeffizienten für die genannten Bedingungen.

Ein Vergleich der Zeilen 2-6 zeigt, daß die Wichtungskoeffizienten nur schwach von den gewählten Bedingungen abhängen, so daß die Wahl standardisierter Werte für  $w$ ,  $\dot{V}_{zu}^C$ ,  $\theta_{aL}$  zur Berechnung dieser Koeffizienten gerechtfertigt ist. Insbesondere zeigt Tabelle 3:3 die gute Übereinstimmung zwischen den Wichtungskoeffizienten  $U_{Ri}/U_R$  (Zeile 2-6) und  $C_{Ri}/C_R$  (Zeile 7).

Übertragungselemente	j	angekoppelte Umgebungstemp. $\theta_{aj}$	$A_j$ [m <sup>2</sup> ]	$\bar{k}_j$ [W/m <sup>2</sup> K]	$U_{aj}=A_j\bar{k}_j$ [W/K]
Außenwände	1	Strahlungslufttemp. Nordwand	19,1 (28,7)	0,24 (0,44)	4,6 (12,5)
	2	" Ostwand	24,5	0,20	4,8
	3	" Südwand	30,0	0,20	6,1
	4	" Westwand	23,1	0,20	4,7
$\sum_{j=1}^4$ , Mittel			96,7 (106,3)	0,21 (0,26)	20,2 (28,1)
Decke	5	Lufttemp. Obergeschoß	89,6 (113,6)	0,18 (0,3)	16,1 (34,1)
	6	Außenlufttemp.	15,6 (26,3)	0,53 (0,49)	8,3 (12,9)
$\sum_{j=5}^6$ , Mittel			105,2 (139,9)	0,23 (0,34)	24,4 (47,0)
Fußboden	7	Lufttemp. Keller	110,0 (135,3)	0,34 (0,43)	37,6 (58,8)
Wände, Windfang	8	Lufttemp. Windfang	15,7 (0)	1,26 (0)	20,5* (0)
	9	Temp. obere Wasserschicht Tank	10,0	0,07	0,7
$\sum_{j=1}^9$ , Mittel			135,7 (145,3)	0,43 (0,41)	58,8 (59,5)

\* incl. 0,5 W/K therm. Luftwechsel

Tab. 3:1 Bezogene Wärmeströme  $U_{aj}$  für Wärmeleitung (eingeklammert: Werte incl. Windfang/Treppenbereich)

j, j', j''	angekoppelte Umgebungstemp. $\theta_{aj}$	A (Rohmaß) [m <sup>2</sup> ]	Rolladen* +Fenster	Scheibe	Rahmen
			$U_{aj}=Ak$ [W/K]	$U_{aj}=A'k'$ [W/K]	$U_{aj}=A''k''$ [W/K]
10, 10', 10"	Strahlungslufttemp.	2,82	3,67	3,65	1,89
	Nordfenster				
11, 11', 11"	"	2,82	3,67	3,65	1,89
	Ostfenster				
12, 12', 12"	"	6,6	8,58	8,53	4,43
13, 13', 13"	"	4,23	5,5	5,47	2,84
$\Sigma$		16,47	21,4	21,28	11,07
			21,4	32,3	

k-Werte

- k = 1,3 W/m<sup>2</sup>K (Rolladen + Fenster)
- k' = 1,9 W/m<sup>2</sup>K (Scheibe)
- k'' = 2,1 W/m<sup>2</sup>K (Rahmen)

Flächen

- A = Rohmaße
- A' = A\*68% = Scheibenfläche
- A'' = A\*32% = Rahmenfläche

\* nachts

Tab. 3:2 Bezogene Wärmeströme  $U_{aj}$  für Wärmeleitung, Fenster

Zeile	Größe	WZ	Kü	SZ	KZ	Flur	Bad	WF		absolut
		[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	
1	Grundfläche	41	15	13	14	10	7	(11)	100(111)	105 m <sup>2</sup>
2	Bezog. Wärmestr. ( $\dot{V}_{zu}^C=0$ )	31	18	10	13	17(7)	11(5)	(38)	100(122)	130 W/K
3	Bezog. Wärmestr. ( $\dot{V}_{zu}^C=0, W_i$ )	29,5	19	9,5	13	17(9)	12(7)	(38)	100(125)	160 W/K
4	Bezog. Wärmestr. ( $\dot{V}_{zu}^C=280/300, W_i$ )	31,5	18,5	13	15	10,5(6)	11,5(9)	(26)	100(119)	255 W/K
5	Bezog. Wärmestr. ( $\dot{V}_{zu}^C=0, S_o$ )	31	18	10,5	13,5	16(7)	11(6)	(36)	100(122)	140 W/K
6	Bezog. Wärmestr. ( $\dot{V}_{zu}^C=560/600, S_o$ )	34	18	14	16	7(3)	11(9)	(20)	100(114)	330 W/K
7	Wärmekapazität	36	20	13	13	11	7	(15)	100(115)	5,5 kWh/K

$\dot{V}_{zu}$ : gesamte Zulufrate [m<sup>3</sup>/h] ,  $W_i$ : Winterbedingungen  
 $\dot{V}_{zu}^C$ : kontrollierte Zulufrate [m<sup>3</sup>/h] ,  $S_o$ : Sommerbedingungen

Tab. 3:3 Verteilung der Grundfläche, der bezogenen Wärmeströme ( $U_{Ri}/U_p$ ) und der Wärmekapazitäten ( $C_{Ri}/C_p$ ) über den Wohnbereich des PEH (eingeklammerte Werte der Tabelle gelten incl. Windfang/Treppenbereich)

	WZ	Kü	SZ	KZ	Flur	Bad	(WF)	$\Sigma$
Zuluft	100	50	50	50	0	30	(20)	280 (300)
Abluft	50	100	40	40	0	50	(20)	280 (300)

Tab. 3:4 Zu- und Abluftraten  $\dot{V}_{zu}^C$  und  $\dot{V}_{ab}^C$  im PEH [m<sup>3</sup>/h], Winterbetrieb (Sommerbetrieb doppelte Raten)

Wärmequelle	Energie*	$\eta_i$
Kühl-/Gefrierkombination (KS)	E	0,99
Trockner (TR)	E	0,15(0,15-0,4)**
Waschmaschine (WM)	E/WW	0,05
Geschirrspülmaschine (SPM)	E/WW	0,1
Herdplatte, Kochen unter Abzug (HP)	E	0,4***
Backofen unter Abzug (BO)	E	0,8
sonstige elektr. Energie	E	0,99
Warmwasser Bad	WW	0,15-0,25
Zuluftventilator	E	0(0,45-0,7)**

\* E: elektrisch, WW: Warmwasser (solar)

\*\* bei expliziter Berücksichtigung der Wärmerückgewinnung von Geräteabwärme über maschinelle Belüftung

\*\*\* /152/

Tab. 3:5 Wärmeabgabegrad verschiedener Wärmequellen im PEH

t	Per-sonen	G e r ä t e						Ver-stärk.	(Zuluft, Vent.)	Warm-wasser	Licht
		KS	SPM	WM*	TR*	HP	80				
1	400	90						40	(40-60**)		
2	"	"						"	"		
3	"	"						"	"		
4	"	"						"	"		
5	"	"						"	"		
6	"	"						"	"		
7	"	"						"	"		
8	300	"		40		200		"	"	340	0-400
9	200	"		10				"	"		0-300
10	"	"			80*(-200)			"	"		
11	"	"			80*(-200)			"	"		
12	"	"						"	"		
13	"	"				200	800	"	"		
14	300	"						"	"		
15	"	"						"	"		
16	"	"						"	"		
17	"	"						"	"		0-300
18	"	"						"	"		0-300
19	400	"				200		"	"		0-300
20	"	"						"	"	180	0-300
21	"	"						"	"		0-300
22	"	"						"	"		400
23	"	"	150					"	"		300
24	"	"	50					"	"	180	300
Σ	8000	2160	200	50	160*(-400)	600	800	960	(960-1440**)	700	1000-3200

\* im Mittel, \* Mai-Sept., \*\* Jun.-Aug.  
eingeklammerte Werte: vgl. Fußnote \*\* Tab. 3:6

Tab. 3:6 Interne Lasten - Verteilung über Quellen (Standardprofil) [Wh]

		M o n a t e											
		J	F	M	A	M	J	J	A	S	O	N	D
T a g e s s t u n d e n	1	570	→	→	→	→	590	→	→	570	→	→	→
	2	570	→	→	→	→	590	→	→	570	→	→	→
	3	570	→	→	→	→	590	→	→	570	→	→	→
	4	570	→	→	→	→	590	→	→	570	→	→	→
	5	570	→	→	→	→	590	→	→	570	→	→	→
	6	570	→	→	→	→	590	→	→	570	→	→	→
	7	570	→	→	→	→	590	→	→	570	→	→	→
	8	1450	→	1250	1050	→	1070	→	→	1050	1250	1450	→
	9	680	530	380	→	→	400	→	→	380	→	530	680
	10	570	→	→	→	450	470	→	→	450	570	→	→
	11	570	→	→	→	450	470	→	→	450	570	→	→
	12	370	→	→	→	→	390	→	→	370	→	→	→
	13	1370	→	→	→	→	1390	→	→	1370	→	→	→
	14	470	→	→	→	→	490	→	→	470	→	→	→
	15	470	→	→	→	→	490	→	→	470	→	→	→
	16	470	→	→	→	→	490	→	→	470	→	→	→
	17	770	470	→	→	→	490	→	→	470	→	770	→
	18	770	770	620	470	→	490	→	→	470	620	770	→
	19	1070	→	→	920	770	790	→	→	920	1070	→	→
	20	1050	→	→	→	900	770	→	990	1050	→	→	→
	21	870	→	→	→	→	590	740	890	870	→	→	→
	22	970	→	→	→	→	990	→	→	970	→	→	→
	23	1020	→	→	→	→	1040	→	→	1020	→	→	→
	24	1100	→	→	→	→	1120	→	→	1100	→	→	→
Σ	18030	17580	17080	16580	16040	16070	16220	16590	16340	17080	17880	18030	

Tab. 3:7 Interne Lasten - monatliche Verteilung (Standardprofil incl. Geräteabwärme aus Wärmerückgewinnung) [Wh]

### 3.3.4. Wärmequellterme

#### 3.3.4.1. Interne Lasten

Die internen Lasten  $\dot{Q}_I$  im PEH entstehen durch die simulierte Nutzung (Bild 3:4) und durch den Aufenthalt von "natürlichen" Personen (Besucher, Experimentatoren). Natürliche Personen, Sonderexperimente sowie gelegentliche Defekte an Geräten und Beleuchtung führen zu Abweichungen vom Standardnutzungsprofil (Bild 3:4). Das aktuelle Profil wird jedoch weitgehend automatisch erfaßt, so daß auf seiner Grundlage die aktuellen internen Lasten im PEH berechnet werden können (natürliche Personen im Haus sind gesondert zu berücksichtigen).

Zusätzlich zum Nutzungsprofil muß die Wärmeabgabe der verschiedenen Quellen bekannt sein. Aus Experimenten (siehe u.a. Anhang A3) ist die stündliche Wärmeabgabe  $Q_I$  bezogen auf die jeweils aufgenommene Enthalpie\*  $H$  in Form von Wärmeabgabegraden  $\eta$  ermittelt worden. Da die Enthalpien  $H_j$  über Durchfluß und Temperaturmesser erfaßt werden, können die stündlichen internen Lasten  $Q_{I_j}(t)$  aus

$$Q_{I_j}(t) = \eta_j H_j(t), \quad i = \text{Index für Wärmequelle} \quad (3:14)$$

berechnet werden. Die Abgabegrade  $\eta_j$  sind in Tab. (3:5) aufgeführt. Die resultierende Lastverteilung aufgliedert nach Geräten ist für das Standardnutzungsprofil in Tab. (3:6) gegeben. Die entsprechende stündliche Gesamtlast ist entsprechend ihrer jahreszeitlichen Abhängigkeit in Tab. (3:7) dargestellt. Die latenten Lasten sind hierbei vernachlässigt worden, da sie teilweise durch die maschinelle Belüftung direkt abgeführt werden (Herd) und vom Betrage klein sind ( $\approx 1$  kWh/d). Die für den Theorie-Experiment-Vergleich maßgeblichen aktuellen Lasten werden in Abschnitt 3.4 aufgeführt.

---

\* bezogen auf Raumtemperaturniveau

#### 3.3.4.2. Solare Lasten

Für die Berechnung der solaren Lasten  $\dot{Q}_F(t)$  (Sonneneinstrahlung durch Fensterscheiben) werden zunächst die direkte und diffuse kurzwellige Einstrahlung auf eine horizontale Fläche mittels der Zwei-Solarimeter-Methode (Kap. 2.4.2) aus Meßwerten bestimmt und auf die entsprechenden vertikalen Flächen transformiert. Die Abschattungen durch Verbauungen am Horizont (Bild 3:13), Dachüberhänge, Nischen und Fensterrahmenteile (Bild 3:14) werden mittels eines speziellen "Solare-Last-Modell" für das PEH berücksichtigt. Dieses Modell zieht auch die von den verschiedenen Gebäude- und Umgebungsflächen reflektierte Strahlung in Betracht (Reflektionsgrade siehe Bild 3:14, Bild 3:15). Da die reflektierte Strahlung einen großen Teil der solaren Last ausmacht (insbesondere für die Südfenster wegen starker Abschattung im Sommer und heller Terrasse (Bild 3:14)), werden zu derer genauen Erfassung auch Mehrfachreflektionen berücksichtigt. Ebenso werden die Abschattungen reflektierender Flächen erfaßt. Für den Transmissionsgrad  $\tau$  der Scheiben werden experimentell bestimmte /153/ winkelabhängige Werte mit  $\tau_{\max} = 40\%$  genommen. Der Energiedurchlaßgrad  $g$  wird basierend auf Herstellerangaben zu  $g = 1,25 * \tau$  gesetzt ( $g_{\max} = 0,50$ ).

Zur Vereinfachung der Rechnung werden die Verbauungen am Horizont (Bild 3:13) durch einen Polygonzug (36 Stützstellen) approximiert. Flächen am und in der nahen Umgebung des PEH sind durch Rechtecke idealisiert (Bild 3:15). Aus der geometrischen Überlegungen lassen sich die entsprechenden Formfaktoren  $g_{ij}$  (Kap. 2.4.2) bestimmen. Schattenlinien werden in Abhängigkeit vom stündlichen Sonnenstand berechnet.

Die Prinzipien solcher Rechnungen sind allgemein bekannt /28, 36, 112, 146, 154, 155/. Deshalb soll hier auf eine nähere Darstellung des Rechengangs verzichtet werden. Die für die folgende Untersuchung maßgeblichen Rechenergebnisse für die solaren Lasten sind in den entsprechenden Abschnitten aufgeführt.

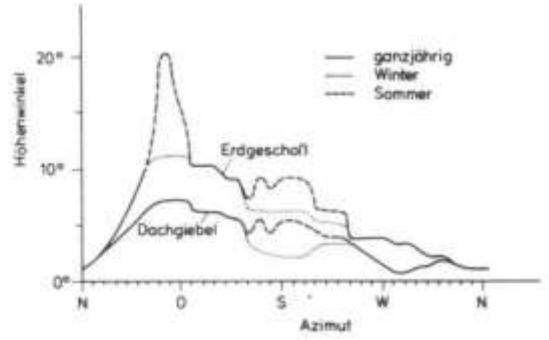
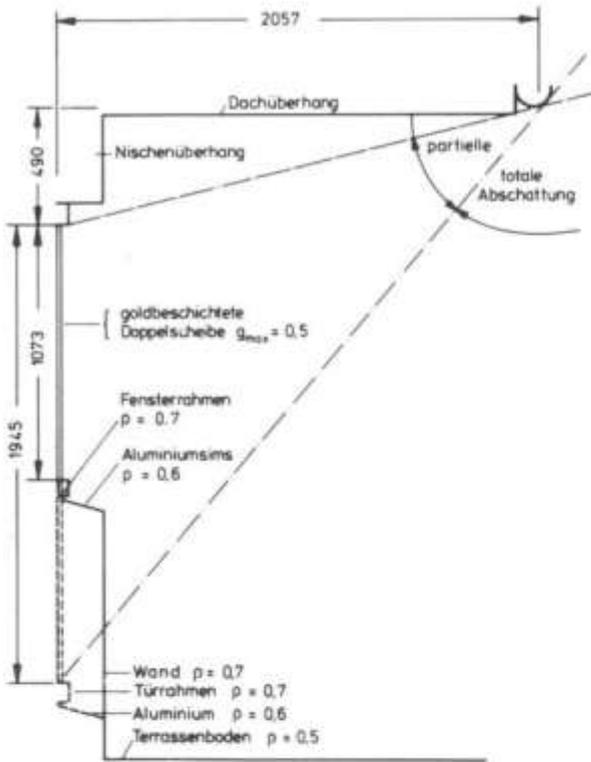


Bild 3:13 Verbauungen vom Dachgiebel (Solarimeterstandort, 9 m Höhe) und vom Erdgeschoss (1,5 m Höhe) aus gesehen

Bild 3:14 Einstrahlungsverhältnisse Terrasse

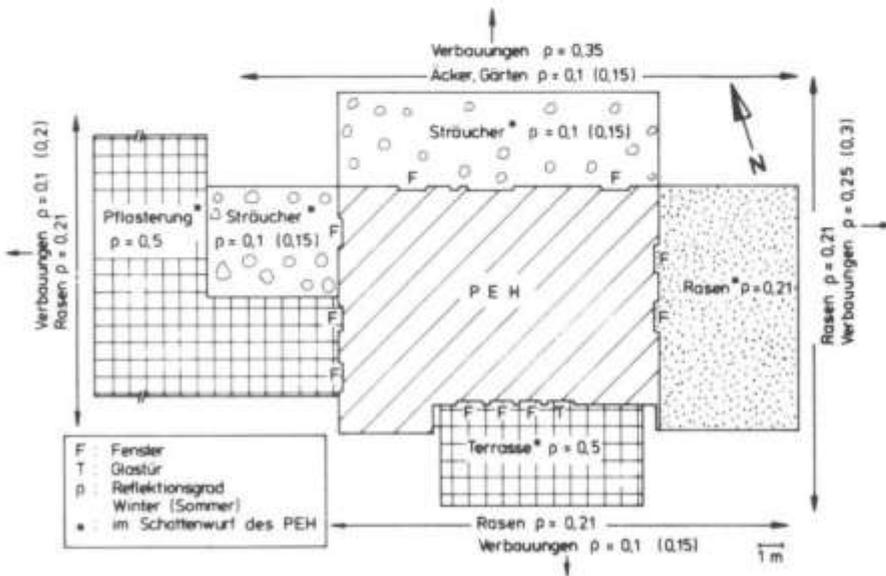


Bild 3:15 Reflektionsverhältnisse in der Umgebung des PEH (idealisiert)

### 3.3.4.3. Heizenergie

Die Heizenergie für das PEH-Erdgeschoß tritt in den folgenden Untersuchungen als experimentell ermittelter Nettowärmeverbrauch  $\dot{Q}_H^{\text{net}}$  und als vom Modell berechneter Wärmebedarf  $\dot{Q}_H^{\text{bed}}$  auf. Im Theorie-Experiment-Vergleich wird dabei  $\dot{Q}_H^{\text{net}}$  zum Eingabeparameter des Modells, falls der Vergleich anhand der Raumtemperaturen durchgeführt wird.

$\dot{Q}_H^{\text{net}}$  ergibt sich aus der an das Rohrleitungssystem abgegebenen Wärmeleistung  $\dot{Q}_H^{\text{brut}}$  nach Abzug der Verluste des Rohrleitungssystems  $\dot{Q}_{\text{RL}}$  im Keller zu

$$\dot{Q}_H^{\text{net}} = \dot{Q}_H^{\text{brut}} - \dot{Q}_{\text{RL}} \quad . \quad (3:15)$$

$\dot{Q}_H^{\text{brut}}$  wird aus Massenstrom  $\dot{m}_{\text{vor}}$  und der Temperaturdifferenz zwischen Vor- und Rücklauf  $\Delta\theta_{\text{vr}}$  bestimmt:

$$\dot{Q}_H^{\text{brut}} = \dot{m}_{\text{vor}} * \Delta\theta_{\text{vr}} * 1.16 \text{ Wh/kgK} \quad . \quad (3:16)$$

$\dot{Q}_{\text{RL}}$  berechnet sich aus

$$\dot{Q}_{\text{RL}} = U_{\text{RL}} \left( \frac{\theta_{\text{vor}} + \theta_{\text{rück}}}{2} - \theta_{\text{K}} \right) \quad , \quad (3:17)$$

- wobei  $\theta_{\text{vor}}$  = Vorlauftemperatur,  
 $\theta_{\text{rück}}$  =  $\theta_{\text{vor}} - \Delta\theta_{\text{vr}}$  : Rücklauftemperatur,  
 $\theta_{\text{K}}$  = Kellertemperatur,  
 $U_{\text{RL}}$  = 13 W/K  $\pm$  1 W/K : Verlustkoeffizient.

$U_{\text{RL}}$  ist experimentell bestimmt worden /152/.

### 3.3.5. Effektive Umgebungstemperaturen

Zur vollständigen Beschreibung des PEH mit dem Ein-Kapazitäten-Modell sind die effektiven Umgebungstemperaturen  $\theta_{aj}$ ,  $j = 1, \dots, 16$  zu bestimmen.

#### 3.3.5.1. Strahlungslufttemperaturen

Die Strahlungslufttemperaturen für Wände ( $j = 1, \dots, 4$ ) und Fenster ( $j = 10, \dots, 13$ ) werden nach der Formel (2:18) unter Berücksichtigung zweier Korrekturfaktoren  $\eta_1$  und  $\eta_2$  für hinterlüftete Fassaden /55/ berechnet. Zur Reduktion der Eingabeparameter lassen sich die Strahlungslufttemperaturen für Wände und Fenster jeweils durch Bildung gewichteter Mittel zusammenfassen. Die effektive Strahlungslufttemperatur für Außenwände

$\theta_{asW} = \frac{\sum_{j=1}^4 U_{aj} \theta_{aj}}{\sum_{j=1}^4 U_{aj}}$  ergibt sich dann zu

$$\theta_{asW} = \theta_{aL} + \frac{\eta_1}{\eta_2 \alpha_a} (\alpha_K \bar{G}_W - \epsilon_L \Delta \bar{L}_W) \quad , \quad (3:18)$$

wobei  $\eta_1 = 0,22$

$$\eta_2 = 0,3 + 0,004 \theta_{aL}$$

$$\alpha_K = 0,3$$

$$\epsilon_L = 0,9$$

$$\bar{G}_W = \frac{\sum_{j=1}^4 U_{aj} G_j}{\sum_{j=1}^4 U_{aj}}$$

$$\Delta \bar{L}_W = \bar{L}_W - (a+b \theta_{aL}) \approx -6 \text{ W/m}^2\text{K} \quad .$$

Die Größen  $G_j$  stellen die globalen Einstrahlungsintensitäten auf die vier Außenwände dar. Sie werden aus den solaren Lasten (s.o.) unter Berücksichtigung verminderter Abschattung berechnet.  $\Delta \bar{L}_W$  ist unter Berücksichtigung von Abschattungen und Verbauungen (Bild 3:13-3:14)

nach Abschnitt 2.4.1 abgeschätzt worden. Die mittlere effektive Strahlungstemperatur für Fenster ergibt sich zu

$$\theta_{saF} = \theta_{aL} + \frac{(\bar{\alpha}_K \bar{G}_F - \epsilon_L \Delta \bar{L}_F)}{\alpha_a} \quad , \quad (3:19)$$

wobei  $\bar{\alpha}_K = 0,5$

$\epsilon_L = 0,9$

$$\bar{G}_F = \begin{cases} \sum_{i=1}^4 \dot{Q}_{Fi} / (\bar{g} A_i) & \text{Rolläden unten} \\ (\sum_{i=1}^4 \dot{Q}_{Fi} / (\bar{g} A_i)) * 0,32 & \text{Rolläden oben} \end{cases}$$

$\dot{Q}_{Fi}$  = solare Last durch Fenstergruppe der Orientierung  $i$

$\bar{g}$  = mittlerer Energiedurchlaßgrad

$A_i$  = Fensterfläche in Orientierung  $i$

$\Delta \bar{L}_F \approx -6 \text{ W/m}^2\text{K}$  .

Aus (3:18) wird schließlich gemäß (2:26) die effektive Umgebungstemperatur  $\theta_{aW}$  berechnet. Hierbei sind  $f$  und  $\Delta t$  nach dem Verfahren von Hauri /65/ und gewichteter Mittelung über verschiedene Wandzonen näherungsweise zu  $f = 0,34$  und  $\Delta t = 8\text{h}$  ermittelt worden.

### 3.3.5.2. Lufttemperaturen

Analog zu mittleren Strahlungslufttemperaturen können mittlere Lufttemperaturen  $\bar{\theta}_D$  für den Dachbereich (Mittelung über  $j = 5,6$ , Tab. 3:2) und  $\bar{\theta}_K$  für den "Kellerbereich" (Mittelung über  $j = 7, 8, 9, 14$ , Tab. 3:2) gebildet werden. Die effektive mittlere Temperatur des Dachbereiches ergibt sich wiederum nach (2:26) wobei  $f = 0,9$  und  $\Delta t = 2\text{h}$ .

Die Zulufttemperatur für Fugenlüftung aus dem Keller ist durch  $\bar{\theta}_K$  gegeben. Führen die Temperaturverhältnisse zu einer Umkehr des auftriebbedingten Luftwechsels, so daß Luft vom Dachbereich angesogen

wird (Sommer), wird vereinfachend angenommen, daß  $\theta_{a14} = \theta_R$  gilt, d.h. der energetische Effekt wird vernachlässigt. Dies ist durch den geringen Auftriebseffekt unter sommerlichen Bedingungen (vgl. A2) im allgemeinen gerechtfertigt. Die Zulufttemperatur für Fugenlüftung über den Außenwandbereich wird gleich der Außenlufttemperatur  $\theta_{aL}$  gesetzt.

Die Zulufttemperatur für maschinelle Lüftung  $\theta_{a16} = \theta_{zu}^C$  kann unter Berücksichtigung eines exponentiellen Temperaturabfalls im Kanalsystem aus der Temperatur  $\theta_{zu}^i$  einer im Keller gelegenen Meßstelle (Bild 3:3) berechnet werden:

$$\theta_{zu}^C = (\theta_K - \theta_{zu}^i) \left(1 - \exp\left(\frac{U_{zu}}{\dot{V}_{zu}^C \cdot 0,34 \text{ W/m}^2\text{K}}\right)\right) + \theta_{zu}^i, \quad (3:20)$$

wobei  $U_{zu}$  aus Messungen von  $\theta_{zu}^i$  an den verschiedenen Auslässen im Haus zu  $U_{zu} = 48 \text{ W/K} \pm 1 \text{ W/K}$  ermittelt wurde.

Falls  $\theta_{zu}^i$  nicht gegeben ist (siehe Abschnitt 3.5) kann  $\theta_{zu}^C$  nach Anhang A 2.6 näherungsweise berechnet werden.

#### 3.4. Theorie-Experiment-Vergleich für ausgewählte Perioden

Für den folgenden Theorie-Experiment-Vergleich sind vier Experimente\* ausgewählt worden, die ein weites Spektrum von Betriebszuständen umfassen:

- (a) Abkühlung nach weitgehender Ausschaltung aller Wärmequellen
  - (a1) mit eingeschalteter maschineller Lüftung (5.1.78-10.1.78)
  - (a2) ohne maschinelle Lüftung (13.1.78-16.1.78)und anschließendes Hochheizen,
- (b) Betrieb des Hauses während einer Sommerperiode (12.8.-18.8.77) unter variierenden internen und solaren Lasten und verschiedenen Betriebszuständen des Lüftungssystems,
- (c) Betrieb des Hauses während einer Winterperiode unter variierenden internen und solaren Lasten, sowie unterschiedlichen Betriebszuständen des Heizsystems mit konstanter Lüftung.

---

\* Experimente K. Klinkenberg

### 3.4.1. Abkühlexperiment 5.1 - 10.1.1978

Zur Schaffung der Startbedingungen wurde der Wohnbereich des PEH vom 3.1.78, 16<sup>00</sup> bis zum 5.1.78, elektrisch ( $\sim 6\text{kW}$ ) aufgeheizt. Die Rolläden waren geschlossen. Um 16<sup>30</sup> wurden alle internen Wärmequellen (bis auf Meßverstärker) abgeschaltet. Nach dem Schließen aller Innentüren begann um 17<sup>00</sup> die weitgehend ungestörte Abkühlphase ( $t = 0\text{h}$ ). Der Experimentverlauf ist in Bild 3:16 (Umgebungsbedingungen), Bild 3:17 (interne Wärmequellen) und Bild 3:18 (Raumlufemperaturen  $\theta_{Ri}$ ) dargestellt.

Die gemittelte Raumluftemperaturen  $\bar{\theta}_R$  (nach 3:8 mit  $U_{Ri}/U_R$  aus Tab. 3:3, Zeile 4) und der berechnete Raumtemperaturverlauf  $\theta_R$  sind in Bild 3:19 wiedergegeben. Der Vergleich ergibt:

#### (a) $0 < t < 15\text{h}$

Die berechnete mittlere Innentemperatur des Wohnbereichs  $\theta_R$  liegt über der an Messungen bestimmten Raumtemperatur  $\bar{\theta}_R$ . Der Unterschied beträgt maximal  $0,6^\circ\text{C}$  entsprechend einer zeitlichen Verschiebung um ca. 1h.

#### (b) $15\text{h} < t < 110\text{h}$

Die Kurven verlaufen fast parallel. Ihr Abstand beträgt ca.  $1,3^\circ\text{C}$ . Für  $91\text{h} < t < 94\text{h}$  liegt eine Störung des Experiments vor (Person im PEH, Waschmaschine läuft - vgl. Bild 3:17)

#### (c) $110\text{h} < t < 124\text{h}$

Das Haus wird hochgeheizt. Es gilt  $\theta_R < \bar{\theta}_R$ . Der Unterschied zwischen den Kurven  $\bar{\theta}_R(t)$  und  $\theta_R(t)$  beträgt bis zu ca.  $3^\circ\text{C}$  entsprechend einer zeitlichen Verschiebung von 2-5h. Dabei ist die Ausgangsbasis für  $\theta_R$  um ca.  $1^\circ\text{C}$  niedriger als für  $\bar{\theta}_R$ , so daß ein zusätzliches "Nachhinken" von ca.  $2^\circ\text{C}$  (1-3h) eintritt. (Anmerkung: diese Phase gehört nicht zum geplanten Experiment. Durch Anwesenheit von Experimentatoren im Haus sind die internen Lasten um einige 100 W höher als für die Rechnung gemäß Registrierung der automatischen Datenerfassung (Bild 3:17) angenommen).

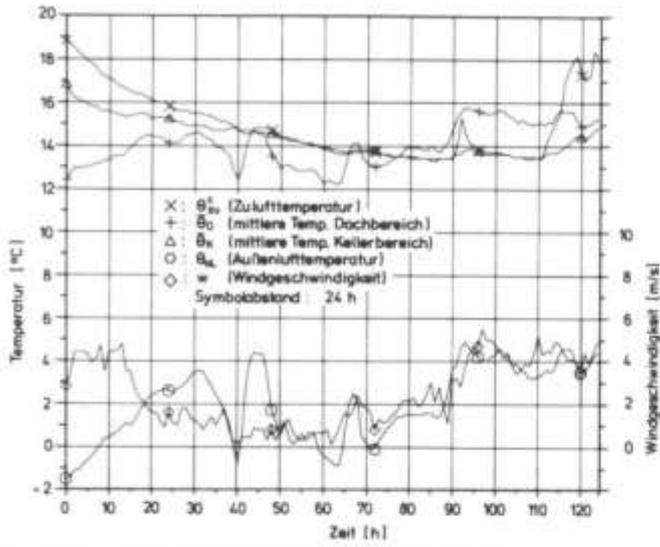


Bild 3-16 Umgebungsbedingungen 5.1.78, 17<sup>00</sup> - 10.1.78, 22<sup>00</sup>

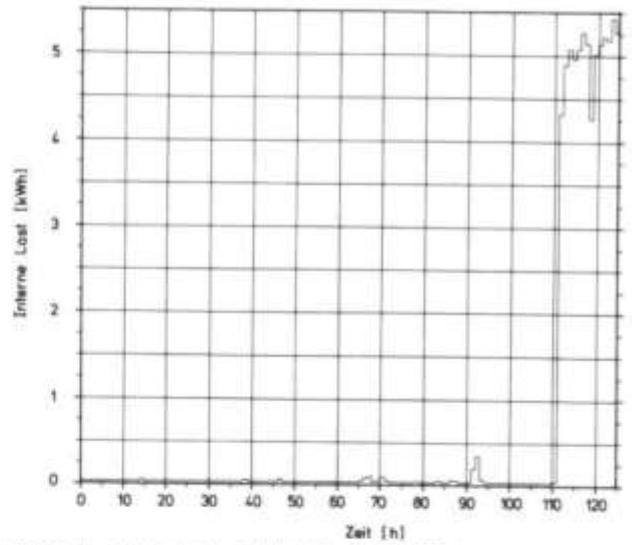


Bild 3-17 Interne Lasten, 5.1.78, 17<sup>00</sup> - 10.1.78, 22<sup>00</sup>

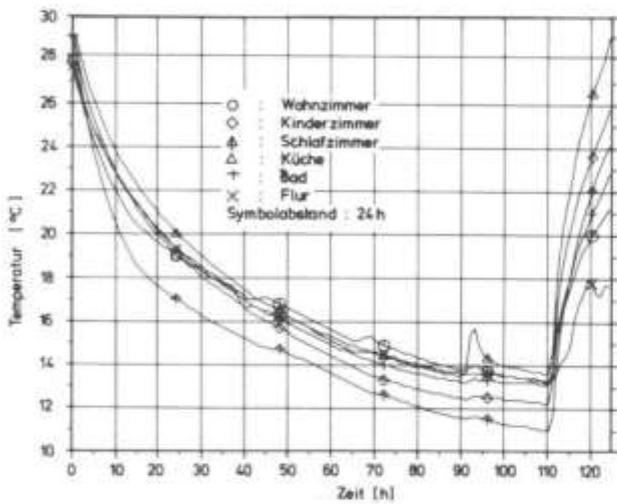


Bild 3-18 Raumlufttemperaturen  $\theta_{R,i}$  im PEH, 5.1.78, 17<sup>00</sup> - 10.1.78, 22<sup>00</sup>

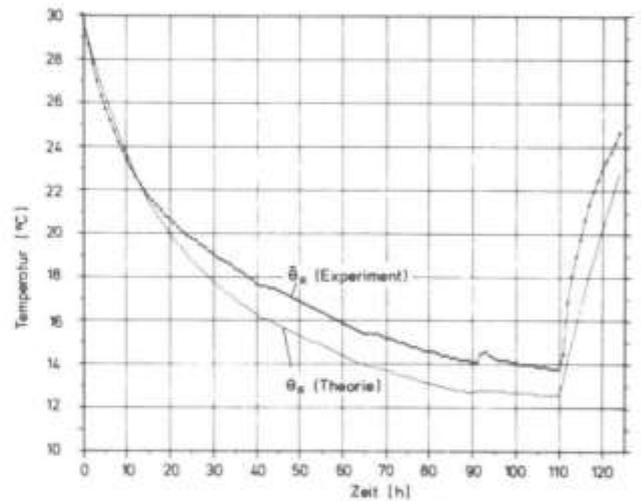


Bild 3-19 Gemittelte Raumlufttemperatur Experiment  $\bar{\theta}_R$  - mittlere Raumtemperatur Theorie  $\theta_R$

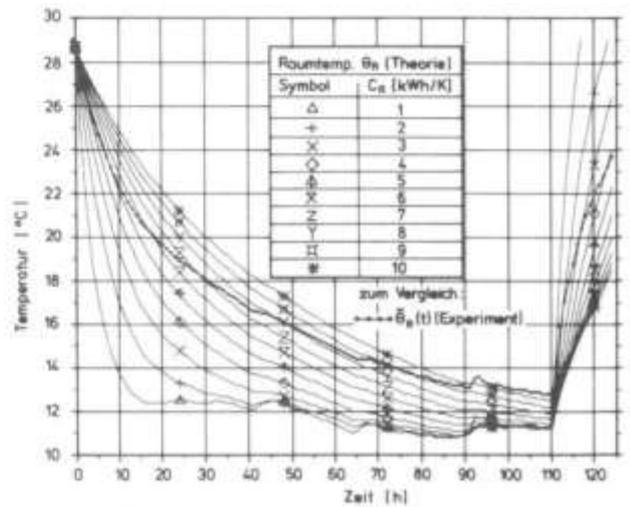


Bild 3-20 Mittlerer Raumtemperaturverlauf  $\bar{\theta}_R(t)$  bei Variation der Wärmekapazität  $C_R$ , 5.1.78, 17<sup>00</sup> - 10.1.78, 22<sup>00</sup>

Aus dem Vergleich kann gefolgert werden:

- (a) Für das in der Praxis wichtige Abklingverhalten für  $t < 15\text{h}$  (Nachtabsenkung, tageszyklische Einflüsse) stimmen Theorie und Experiment gut ( $< 0,6^\circ\text{C}$ ) überein. Der Schnittpunkt von  $\theta_R$  und  $\bar{\theta}_R$  ist konsistent mit dem der Kapazitätsbestimmung zugrundeliegenden Randbedingungen (Temperaturgleichheit bei Auskühlen nach ca. 12h, siehe /43/ und 2.2.2).
- (b) Die etwas größeren systematischen Abweichungen ( $\approx 1,3^\circ\text{C}$ ) während  $15\text{h} < t < 110\text{h}$  lassen darauf schließen, daß während dieser Zeit eine größere Wärmekapazität im Experiment wirksam ist, als in der Theorie angenommen. Die Abweichungen sind jedoch auch in diesem Zeitraum klein gegenüber typischen Inhomogenitäten in der Temperaturverteilung in Räumen und vernachlässigbar für die meisten praktischen Belange.
- (c) Der Aufheizvorgang wird unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Starttemperaturen vom Modell ebenfalls gut simuliert. Eine Berücksichtigung der Störung des Experiments im Modell würden tendenziell die Differenz zwischen  $\theta_R$  und  $\bar{\theta}_R$  verkleinern, jedoch nicht verschwinden lassen. Die während des Aufheizvorgangs wirksame Kapazität ist somit etwas niedriger als im Modell angenommen.\*

Der Einfluß der Kapazität  $C_R$  auf den Abkling- und Aufheizvorgang kann durch Variation der Kapazität verdeutlicht werden (Bild 3:20). Demgemäß führt die Annahme einer Wärmekapazität  $C_R$  von weniger als 3 kWh/K in keinem der genannten Bereiche zu befriedigenden Ergebnissen. Dagegen wird durch Kapazitäten im Bereich  $4 \approx C_R \approx 6$  kWh/K das Kurzzeitverhalten ( $t-t_0 < 12\text{h}$ ), durch größere Kapazitäten im Bereich  $7 \approx C_R \approx 9$  kWh/K das Langzeitverhalten ( $t-t_0 > 24\text{h}$ ) gut beschrieben. In dem für das tageszyklische Verhalten interessanten Bereich beträgt die Bandbreite möglicher Kapazitätswerte daher ca. 2 kWh/K, was bezogen auf die Bandmitte einer Unsicherheit von  $\pm 20\%$  entspricht.

---

\* Zu beachten ist ferner, daß aufgrund der hohen konvektiven Wärmeabgabe während des Hochheizens (Anteil ca. 40%), die mittlere Raumlufttemperatur nicht mehr notwendigerweise die mittlere Raumtemperatur  $\bar{\theta}_R$  repräsentiert, sondern diese möglicherweise übersteigt.

### 3.4.2. Abkühlexperiment 13.1.-16.1.78

Zur Schaffung der Startbedingungen wurde der Wohnbereich des PEH vom 10.1.78, 8<sup>00</sup> bis zum 13.1.78, 17<sup>05</sup> elektrisch (~ 6 kW) aufgeheizt. Zusätzlich zu den Maßnahmen im obigen Abkühlexperiment wurde sodann die Lüftung abgeschaltet. Der Experimentbeginn fällt auf 18<sup>00</sup> (letzte Tür (Windfang) geschlossen). Der Experimentverlauf ist in Bild 3:21 (Umgebungsbedingungen), Bild 3:22 (interne Wärmequellen) und Bild 3:23 (Raumlufttemperaturen  $\theta_{Ri}$ ) dargestellt.

Die gemittelte Raumlufttemperatur  $\bar{\theta}_R(t)$  (nach (3:8 mit  $U_{Ri}/U_R$  aus Tab. 3:3, Zeile 3) und der berechnete Raumtemperaturverlauf  $\theta_R(t)$  sind in Bild 3:24 wiedergegeben.

Ein Vergleich ergibt:

(a)  $0 < t < 12h$

Die berechnete Temperatur  $\theta_R$  liegt über der aus dem Experiment bestimmten Mitteltemperatur  $\bar{\theta}_R$ . Der Unterschied beträgt bis zu 0,5°C entsprechend einer zeitlichen Verschiebung von ca. 1h.

(b)  $12h < t < 60h$

$\theta_R$  sinkt um bis zu 1,7°C unter  $\bar{\theta}_R$  ab.

(c)  $60h < t < 64h$

Das Haus wird wieder hochgeheizt (siehe Bild 3:22). Die Lüftung ist eingeschaltet (Zulufttemperatur siehe Bild 3:21). Die interne Last im Haus ist gegenüber der im Modell erfaßten geringfügig erhöht (Anwesenheit von Experimentatoren\*). Die Differenz zwischen  $\theta_R$  und  $\bar{\theta}_R$  wächst ausgehend von einem Unterschied von ca. 1,5°C auf bis zu 3,5°C an.

(d)  $64h < t < 76h$

Die Temperaturen  $\theta_R$  und  $\bar{\theta}_R$  pendeln sich nach Zurücknahme der internen Lasten (auf ca. 700 W) auf konstante Temperaturniveaus ein. Hierbei verringert sich die Temperaturdifferenz zwischen  $\theta_R$  und  $\bar{\theta}_R$  auf ca. 2,5°C.

---

\* Phasen (c) und (d) gehören nicht zum geplanten Experimentverlauf

Der Vergleich bestätigt qualitativ die in 3.4.1. gefundenen Ergebnisse für den Fall abgeschalteter (während der Abkühlphase) Lüftung. Die Abweichungen sind jedoch geringfügig höher, vermutlich u.a. deshalb, weil der die Rechnung stabilisierende Betrieb des Lüftungssystems (Zulufttemperaturen sind Eingabeparameter) entfällt. Der berechnete Raumtemperaturverlauf reagiert deshalb auch empfindlicher auf Variation der Gebäudekapazität  $C_R$  (Bild 3:25). Das in allen Fällen gegenüber  $\bar{\theta}_R$  niedrigere Endtemperaturniveau  $\theta_R$  entspricht einem Energiefehlbetrag (nicht berücksichtigte interne Lasten) nach Beendigung der Abkühlphase.

### 3.4.3. Sommerperiode 12.8.77-18.9.77

Der Experimentverlauf über die Sommerperiode vom 12.8.77-18.9.77 ist in Bild 3:26-3:30 dargestellt. Die Außenlufttemperaturen bewegen sich zwischen  $4^\circ\text{C}$  und  $24^\circ\text{C}$  (Bild 3:26), während die Wärmeerzeugung im Haus auf Grund interner und solarer Lasten (Bild 3:27, 3:28) zwischen 7 und 15 kWh/d bzw. 1 kWh/d und 9 kWh/d schwankt. Dabei liegen die stündlichen Spitzenlasten bei je ca. 1,3 kWh. Die kontrollierte Belüftung während der Untersuchungsperiode erfolgte unter verschiedenartigen Betriebsmoden des Belüftungssystems (Tab. 3:8, S. 97). Die resultierenden Zulufttemperaturen sind in Bild 3:30 zusammen mit den gemittelten Raumlufttemperaturen  $\bar{\theta}_R$  aufgetragen. Dabei wurden die Raumlufttemperaturen  $\bar{\theta}_R$  aus den gemessenen Lufttemperaturen der einzelnen Räume (Bild 3:29) und den Wichtungskoeffizienten Tab. 3:3, (S. 79) Zeile 6/7 ermittelt.

Die dynamisch berechneten Raumtemperaturen  $\theta_R$  sind zusammen mit  $\bar{\theta}_R$  in Bild 3:31 dargestellt. Ein Vergleich der Temperaturverläufe zeigt (Bild 3:31, Tab. 3:9), daß  $\theta_R$  und  $\bar{\theta}_R$  in den Zeitintervallen (b)  $180\text{h} < t \leq 420\text{h}$  und (d)  $t > 680\text{h}$  fast identisch sind (mittlere Abweichung  $\bar{\Delta} \approx -0,05^\circ\text{C}$ ,  $\sigma \leq 0,3^\circ\text{C}$ ), während für (a)  $0\text{h} \leq t \leq 180\text{h}$  und (c)  $420\text{h} < t \leq 680\text{h}$   $\theta_R$  gegen  $\bar{\theta}_R$  um  $\bar{\Delta} \approx -0,8^\circ\text{C}$  (Standardabweichung  $\sigma \approx 0,8^\circ\text{C}$ ) parallel verschoben ist. Die Korrelationskoeffizienten  $r$  liegen in sämtlichen Teilabschnitten über 0,9. Es läßt sich folgern (Parallelität!), daß die Gebäudedynamik während der gesamten Periode von

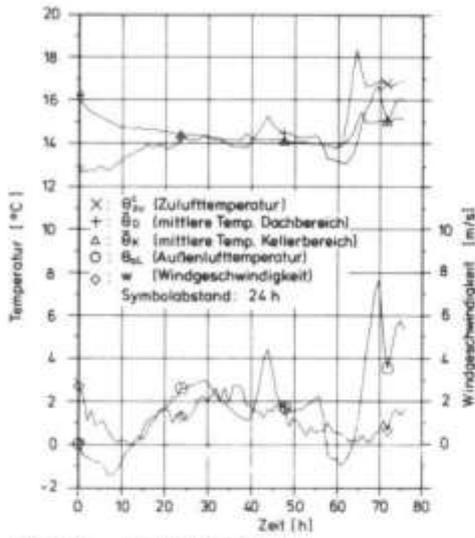


Bild 3.21 Umgebungsbedingungen, 13.1.78, 18<sup>00</sup> - 16.1.78, 23<sup>00</sup>

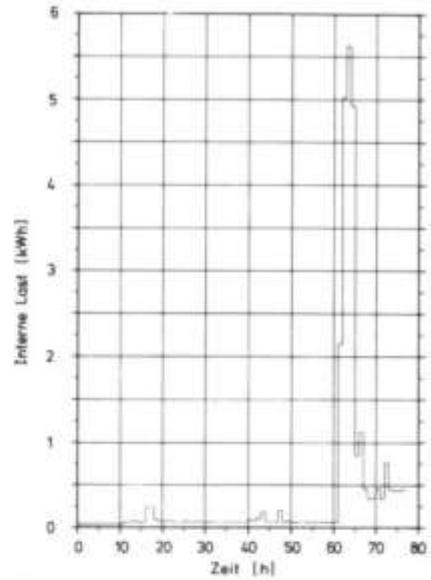


Bild 3.22 Interne Lasten, 13.1.78, 18<sup>00</sup> - 16.1.78, 23<sup>00</sup>

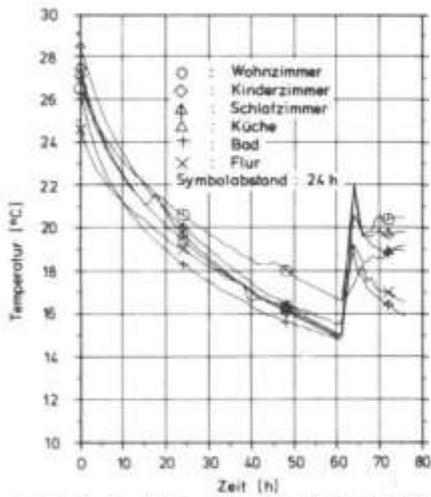


Bild 3.23 Raumlufttemperaturen  $\theta_{Ri}$  im PEH, 13.1.78, 18<sup>00</sup> - 16.1.78, 23<sup>00</sup>

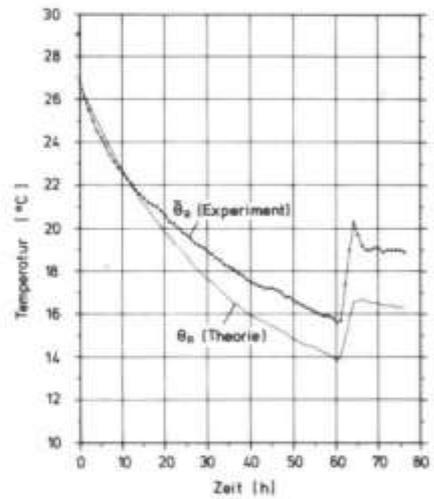


Bild 3.24 Gemittelte Raumlufttemperatur Experiment  $\theta_{Ri}$  - mittlere Raumtemperatur Theorie  $\theta_{Ri}$ , 13.1.78, 18<sup>00</sup> - 16.1.78, 23<sup>00</sup>

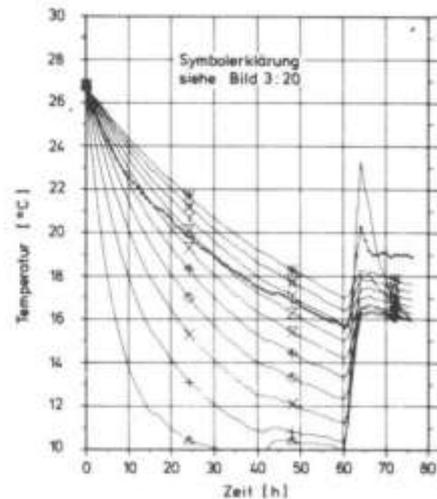


Bild 3.25 Mittlerer Raumtemperaturverlauf  $\theta_{Ri}(t)$  bei Variation der Wärmekapazität  $C_{Ri}$ , 13.1.78, 18<sup>00</sup> - 16.1.78, 23<sup>00</sup>

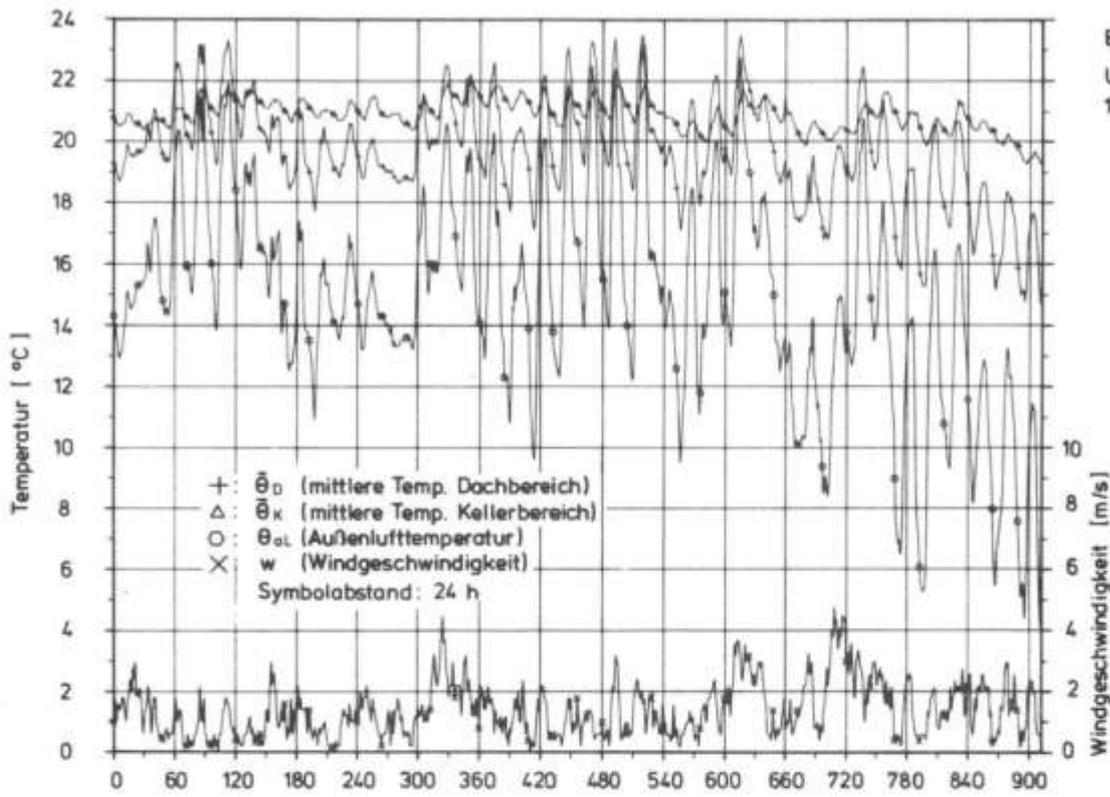


Bild 3:26  
Umgebungsbedingungen  
12.8.77 - 18.9.77

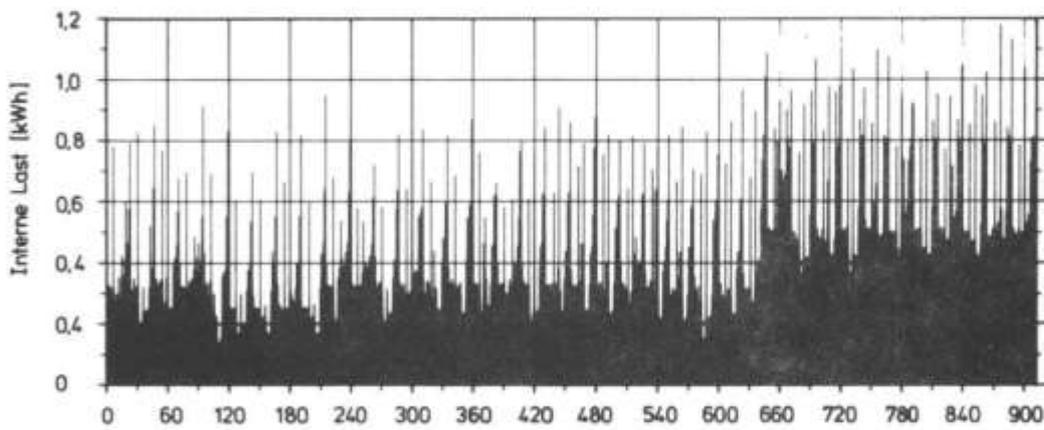


Bild 3:27  
Interne Lasten  
12.8.77 - 18.9.77

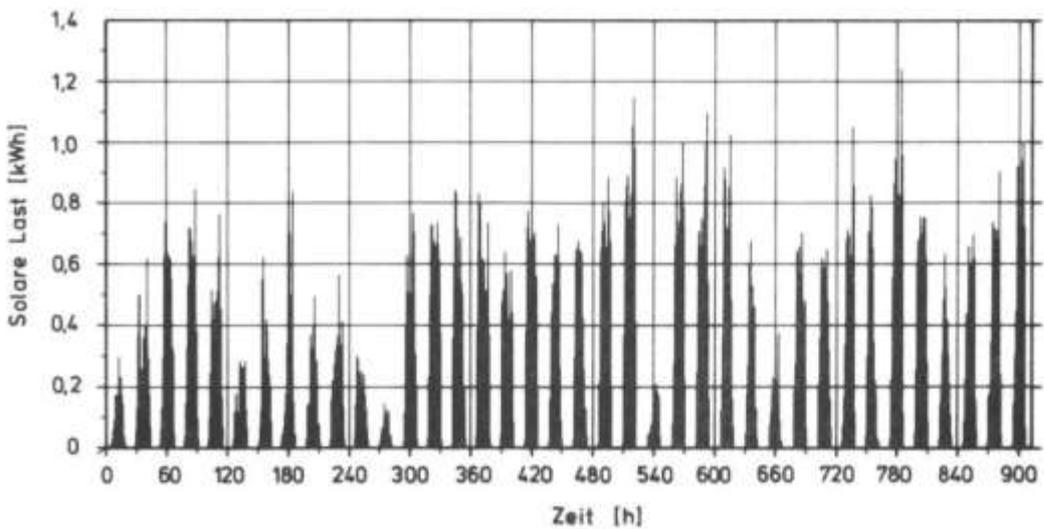


Bild 3:28  
Solare Lasten  
12.8.77 - 18.9.77

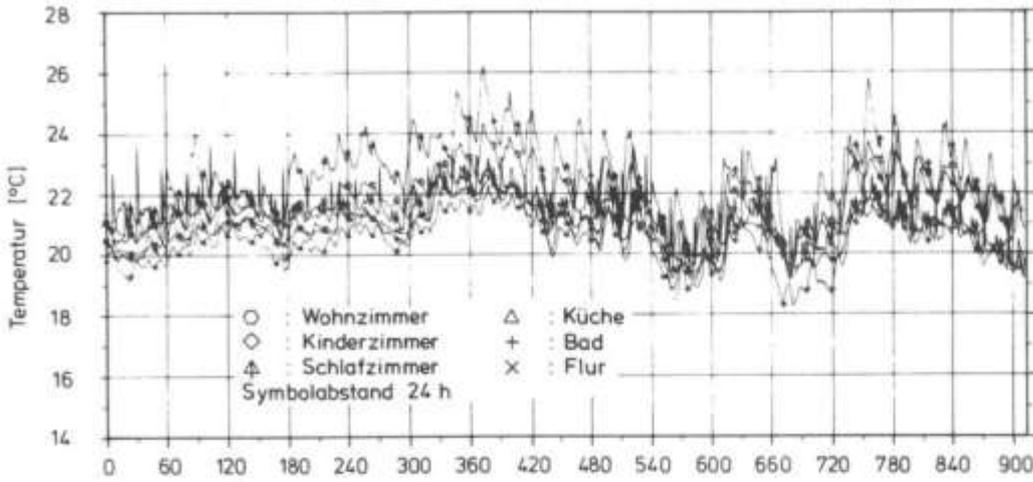


Bild 3:29  
Raumlufthtemperaturen  $\theta_R$   
im PEH 12.8.77 - 18.9.77

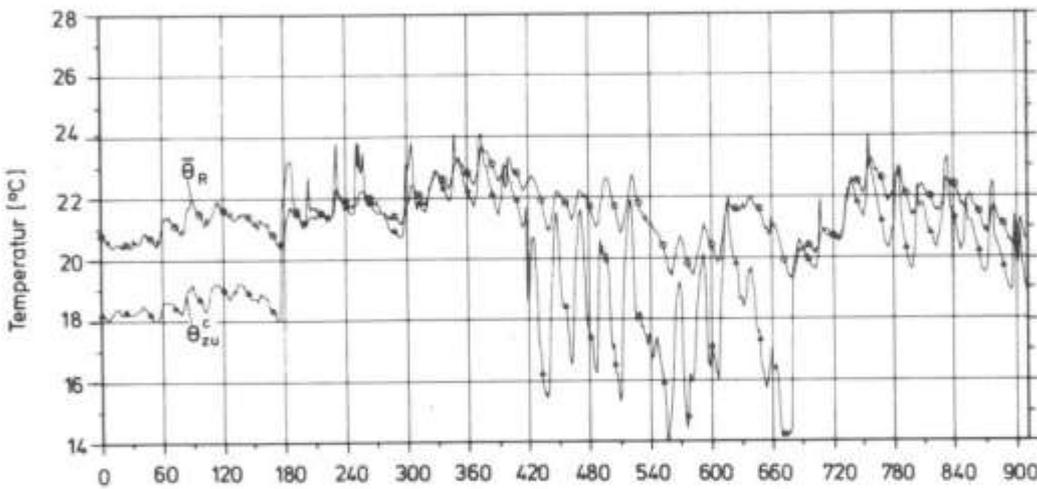


Bild 3:30  
Gemittelte Raumlufth-  
temperatur  $\bar{\theta}_R$  und  
Zulufttemperaturen  $\theta_{zu}^c$   
im PEH 12.8.77-18.9.77

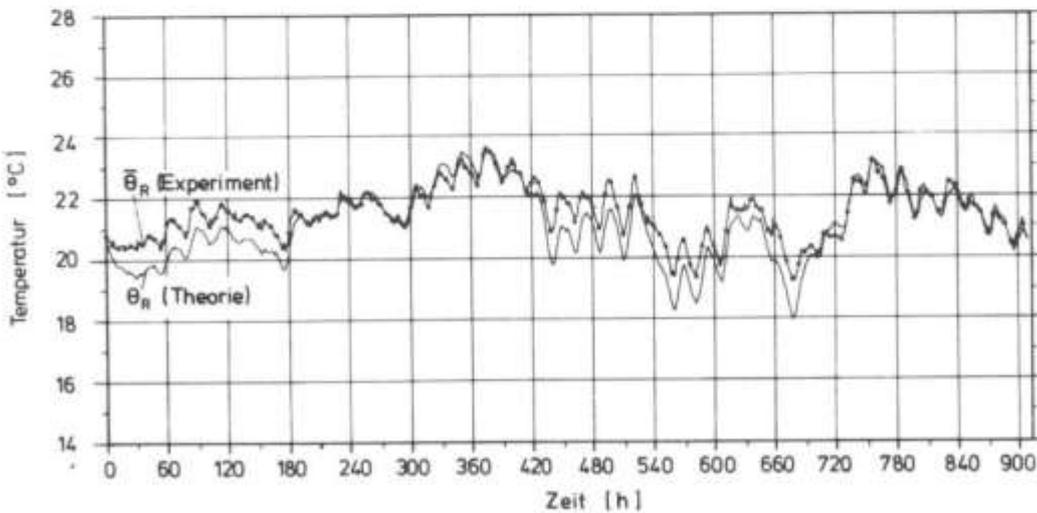


Bild 3:31  
Gemittelte Raumlufth-  
temperatur (Experi-  
ment)  $\bar{\theta}_R$  - mittlere  
Raumtemperatur  $\theta_R$   
(Theorie)  
12.8.77 - 18.9.77

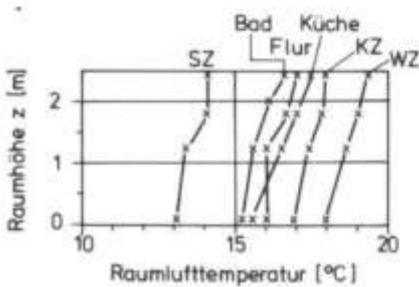


Bild 3:32 Raumlufthtemperaturen in  
verschiedenen Raumhöhen z  
bei Zufuhr von kalter Luft  
in Fußbodenhöhe

der Theorie konsistent zum Experiment erfaßt wird. Dagegen weist die Parallelverschiebung zwischen  $\theta_R$  und  $\bar{\theta}_R$  in den Teilbereichen a und c auf nicht erfaßte systematische, stationäre Effekte hin.

Eine Analyse der Abweichungen ergibt eine starke Korrelation zu den Betriebszuständen des Belüftungssystems (Tab. 3:8, 3:9, Bild 3:30). Eine Parallelverschiebung zwischen  $\theta_R$  und  $\bar{\theta}_R$  tritt genau dann auf, wenn der Econovent abgeschaltet ist und somit  $\dot{V}_{ZU}^C$  auf niedrigerem Niveau als  $\bar{\theta}_R$  eingeblasen wird.

Da die Luftzufuhr unten vom Außenwandbereich her erfolgt, während oben an den Innenwänden abgesaugt wird (Bild 3:3), liegt die Hypothese nahe, daß die beobachteten Differenzen auf einer Schichtung der Raumluft beruhen. In diesem Fall repräsentieren die Temperaturen  $\theta_{Rj}$  (in 1,80m-2m Höhe gemessen) nicht mehr die mittleren Raumlufttemperaturen der einzelnen Räume, so daß ihr Mittel  $\bar{\theta}_R$  bei kühler Zuluft die wahre mittlere Raumtemperatur des PEH-Wohnbereichs übersteigt.

Zum Beweis dieser Hypothese wurde ein Zusatzexperiment unter der Teilperiode a und c ähnlichen Bedingungen durchgeführt:  
 $\dot{V}_{ZU}^C = 660 \text{ m}^3/\text{h}$ ,  $\Delta\dot{V}^C = 70 \text{ m}^3/\text{h}$ ,  $\bar{\theta}_R - \theta_{ZU}^C = 2,3^\circ\text{C}$ . ( $\bar{\theta}_R = 17,3^\circ\text{C}$ ,  $\theta_{ZU}^C = 15^\circ\text{C}$ ). Die Raumlufttemperaturen  $\theta_{Rj}$  wurden in Höhen  $z$  von 0,05 m, 1,25 m, 1,8 m und 2,45 m in Raummitte gemessen. Kontrollmessungen in den Randzonen ergeben, daß ihr Wert fast unabhängig ( $\pm 0,2^\circ\text{C}$ ) von der horizontalen Lage im Raum ist. Die Ergebnisse (Bild 3:32) zeigen, daß eine Schichtung der Raumluft auftritt, welche zu einer Mitteltemperatur  $\bar{\bar{\theta}}_R = (\bar{\theta}_{Rj})$ ,  $\bar{\theta}_{Rj} = \int_0^z \theta_{Rj}(z) dz / 2,5 \text{ m}$  führt, die um ca.  $0,5^\circ\text{C}$  niedriger liegt als  $\bar{\theta}_R$ . Korrigiert man nun  $\theta_R$  während der Sommerperiode um  $(\theta_{ZU}^C - \bar{\theta}_R) \frac{0,5}{2,3}$ , so sinkt die mittlere Abweichung von  $-0,39^\circ\text{C}$  auf  $+0,02^\circ\text{C}$  und die Standardabweichung von  $0,6^\circ\text{C}$  auf  $0,36^\circ\text{C}$ , während der Korrelationskoeffizient  $r$  von 0,94 auf 0,95 ansteigt (Tab. 3:9). Theorie und Experiment befinden sich daher in einer Übereinstimmung, die größenordnungsmäßig fast die Meßgenauigkeit ( $\pm 0,2^\circ\text{C}$ ) erreicht.

Beginn Schaltzustd.			Schaltzustände		Mittlere Luftzustände		
Datum	Uhrzeit	t [h]	Econovent	Porwand	$\dot{V}_{zu}^C$ [m <sup>3</sup> /h]	$\dot{V}_{zu}^C - \dot{V}_{ab}^C$ [m <sup>3</sup> /h]	$\theta_{zu}^C - \bar{\theta}_R$ [°C]
12.8.	0.00	0	-	+	660±20	100±10	-2,6±0,2
19.8.	8.30	176,5	+	+	610±20	30±5	+0,5±0,5
23.8.	17.20	233,3	+	-	630±20	55±5	-0,5±0,5
29.8.	10.10	418,2	-	-	660±20	110±20	-3,5±2,5
9.9.	8.00	680	+	-	650±20	60±10	-0,7±0,7

+ : an, - : aus

Tab. 3:8 Betriebszustände des Belüftungssystems 12.8.77 - 18.9.77

Zeitintervall		ohne Korrektur von $\bar{\theta}_R$			mit Korrektur von $\bar{\theta}_R$		
		$\bar{\Delta}$ [°C]	$\sigma$ [°C]	r	$\bar{\Delta}$ [°C]	$\sigma$ [°C]	r
a	0h-180h	-0,77	0,79	0,92	0,23	0,31	0,91
b	181h-420h	0,03	0,23	0,96	-0,16	0,26	0,95
c	421h-680h	-0,80	0,85	0,96	0,07	0,45	0,91
d	681h-912h	-0,07	0,30	0,96	-0,09	0,36	0,94
gesamt	0h-912h	-0,39	0,60	0,94	+0,02	0,36	0,95

$$\Delta = \theta_R - \bar{\theta}_R, \quad \bar{\Delta} = \frac{\Sigma \Delta}{n}, \quad \sigma = \sqrt{\frac{\Sigma \Delta^2}{n-1}}$$

r : Korrelationskoeffizient

Tab. 3:9 Statistische Analyse der Abweichungen  $\theta_R - \bar{\theta}_R$  zwischen Theorie und Experiment, Sommerperiode

Zeitintervall		$\bar{\Delta}$ [°C]	$\sigma$ [°C]	r
a	0h-80h	-0,69	0,69	0,54
b	81h-310h	+0,36	0,40	0,89
c	311h-700h	0,01	0,28	0,95
d	701h-720h	-0,44	0,57	-0,27
gesamt	0h-720h	+0,04	0,39	0,75

Tab. 3:10 Statistische Analyse der Abweichungen  $\theta_R - \bar{\theta}_R$  zwischen Theorie und Experiment, Winterperiode

#### 3.4.4. Winterperiode 18.1.77-16.2.77

Der Experimentverlauf über die Winterperiode vom 18.1.77-16.2.77 ist in Bild 3:33-3:39 dargestellt. Zu den internen Lasten von im Mittel 16 kWh/d, (Bild 3:35) und den solaren Lasten von 3,5 kWh/d, (maximal 11 kWh/d, siehe Bild 3:36) kommt als Wärmequelle im PEH-Wohnbereich die als "Nettowärmeverbrauch" abgegebene Heizenergie  $\dot{Q}_H^{\text{net}}$  (Bild 3:37) hinzu. Die Zuluft ( $\dot{V}_{\text{ZU}}^{\text{C}} \approx 260 \text{ m}^3/\text{h} \pm 10 \text{ m}^3/\text{h}$ ) tritt über Porwand und Econovent vorerwärmt (Bild 3:39) in den Wohnbereich ein. Die mittlere Raumlufthtemperatur  $\bar{\theta}_R$  des Wohnbereiches (Bild 3:40) ist aus den gemessenen Lufttemperaturen der einzelnen Räume (Bild 3:39) und den Wichtungskoeffizienten Tab. 3:3, Zeile 4/7 bestimmt worden.

Verglichen werden im folgenden

- (a) die Temperaturen  $\theta_R$  und  $\bar{\theta}_R$  aus Theorie und Experiment,
- (b) der theoretische Wärmebedarf  $\dot{Q}_H^{\text{bed}}$  und der aus dem Experiment bestimmte Nettowärmeverbrauch  $\dot{Q}_H^{\text{net}}$ .

Um  $\dot{Q}_H^{\text{bed}}$  und  $\dot{Q}_H^{\text{net}}$  vergleichen zu können, müssen die den Wärmebedarf bestimmenden Modellparameter (die Heiztemperatur  $\theta_H$  und gegebenenfalls die maximale Heizleistung  $\dot{Q}_{H\text{max}}$ ) mit der Regelcharakteristik des PEH-Heizsystems in Beziehung gebracht werden. Die Heizenergieabgabe ist eine Funktion der lokalen Lufttemperatur an den verschiedenen Fühlern der Thermostatventile. Diese Temperaturen wie auch die genaue Charakteristik der Ventile sind jedoch weder experimentell noch modellmäßig erfaßt worden. Um daher das Problem der unbekanntenen Regelcharakteristik zu eliminieren, ist für den Vergleich (b)  $\theta_H$  gleich der stündlichen mittleren Raumlufthtemperatur  $\bar{\theta}_R(t)$  gesetzt worden. Dies entspricht der Annahme eines idealen Regelsystems im Modell, das die Raumlufthtemperatur  $\theta_R(t)$  durch die experimentell ermittelte Raumlufthtemperatur  $\bar{\theta}_R(t)$  nach unten begrenzt. Eventuelle Energiefehlbeträge werden im Modell als Wärmebedarf  $\dot{Q}_H^{\text{bed}}$  ausgewiesen, der bei korrekter Erfassung der Gebäudedynamik, sowie der Gewinn- und Verlustmechanismen dem Nettowärmeverbrauch  $\dot{Q}_H^{\text{net}}$  gleich sein sollte. Es ist hierbei allerdings zu beachten, daß bereits eine Ungenauigkeit von  $0,1^\circ\text{C}$  in  $\bar{\theta}_R(t)$  zu einer Ungenauigkeit von  $0,1^\circ\text{C} \cdot$

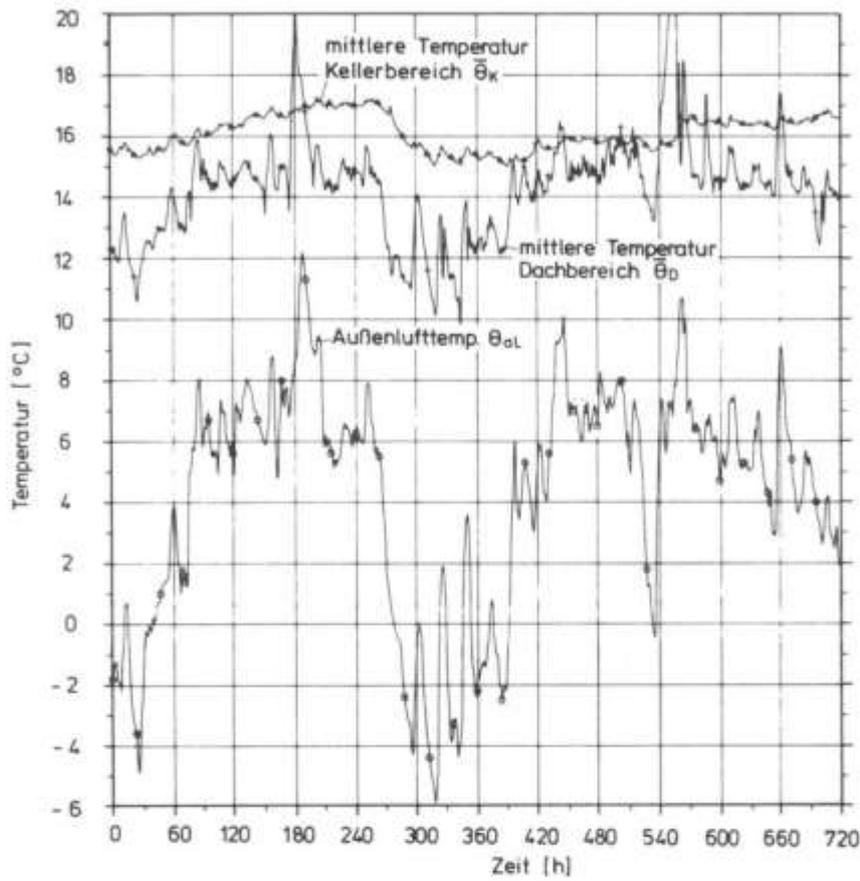


Bild 3:33  
Umgebungs-  
temperaturen  
18.1.77 - 16.2.77

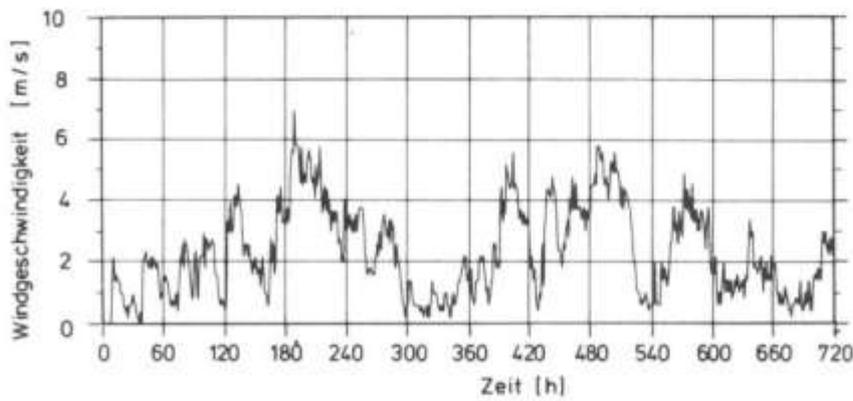


Bild 3:34  
Windgeschwindig-  
keit  $w$  in Haushöhe  
18.1.77 - 16.2.77

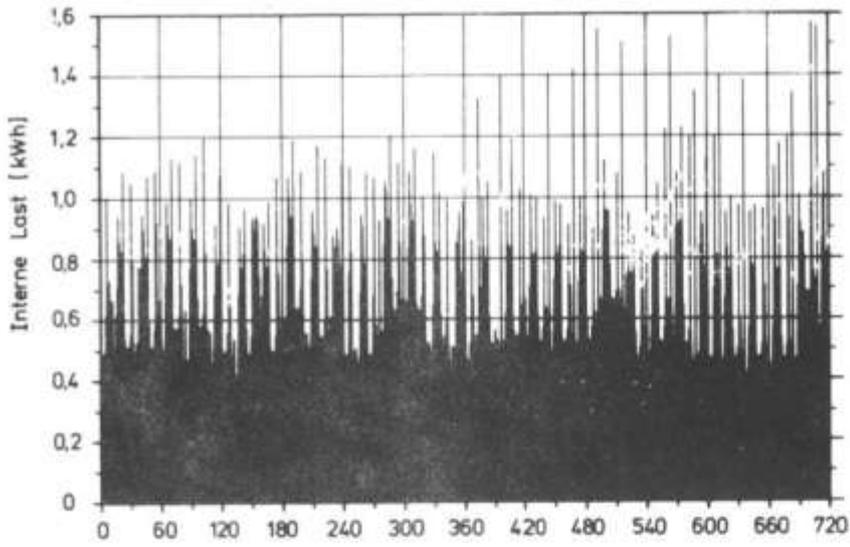


Bild 3:35  
Interne Lasten  
18.1.77 - 16.2.77

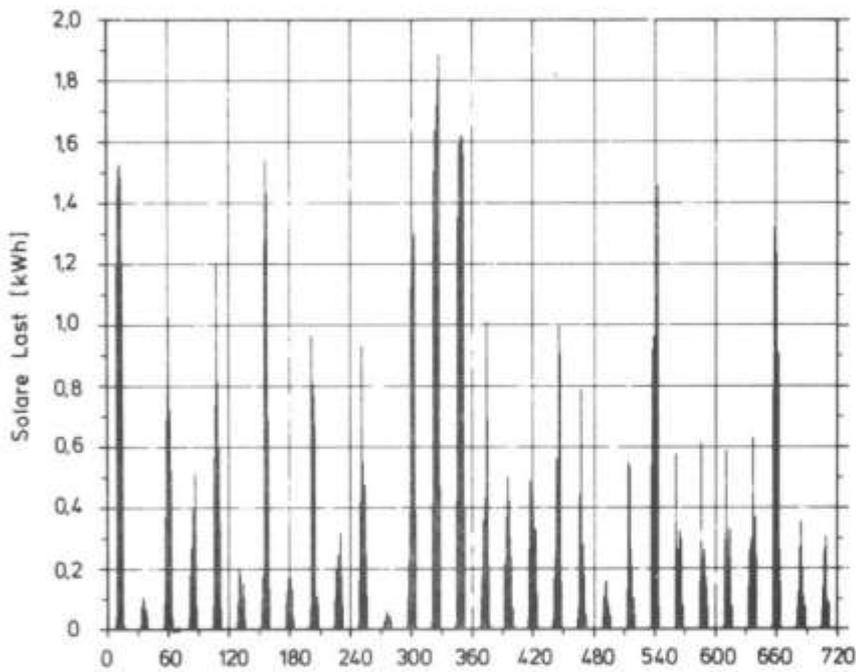


Bild 3:36  
Solare Lasten  
18.1.77 - 16.2.77

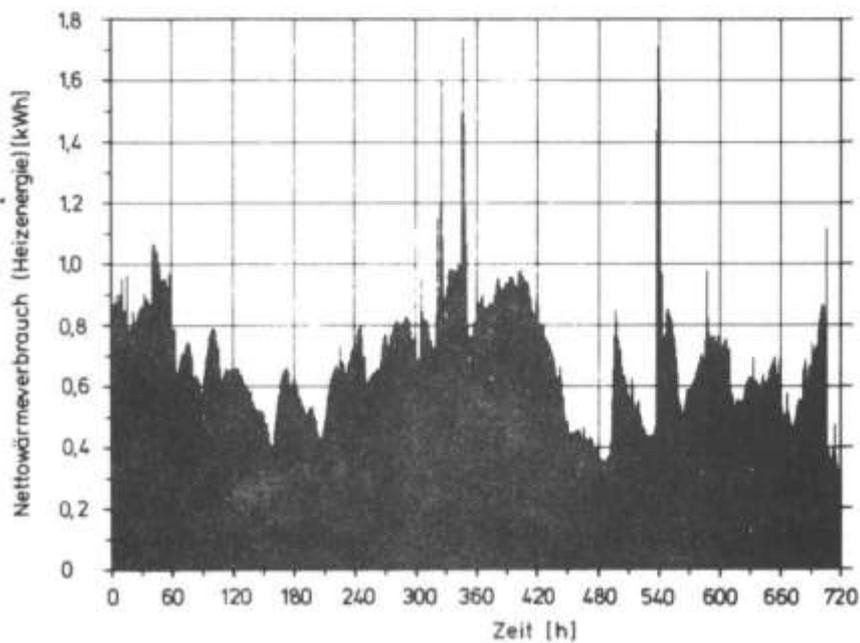


Bild 3:37  
Nettowärme-  
verbrauch  $B_H^{net}$   
18.1.77 - 16.2.77

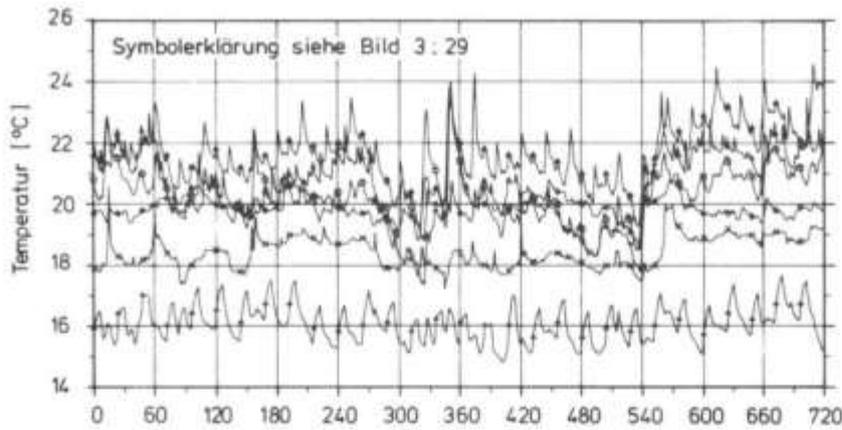


Bild 3:38  
Raumlufftemperaturen  
im PEH  
18.1.77 - 16.2.77

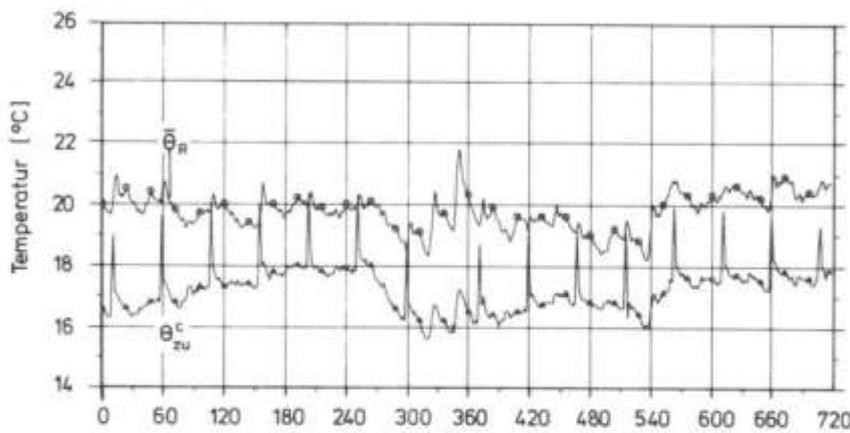


Bild 3:39  
Gemittelte Raumluff-  
temperaturen  $\bar{\theta}_R$  und  
Zulufttemperaturen  $\theta_{zu}^c$   
im PEH  
18.1.77 - 16.2.77

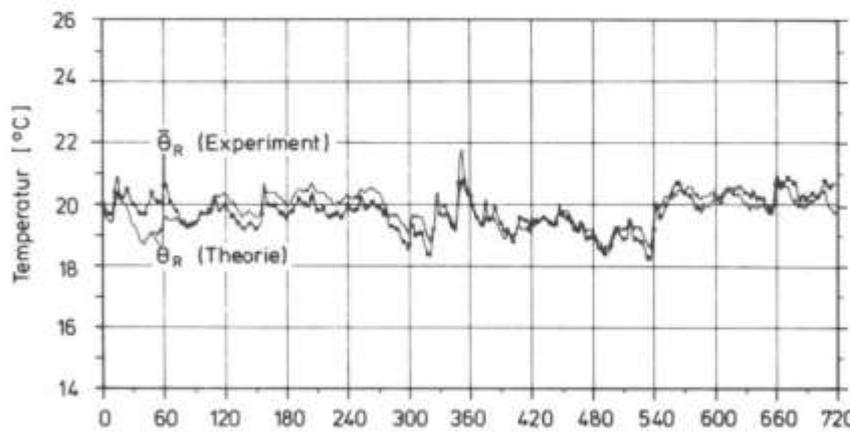


Bild 3:40  
Gemittelte Raumluff-  
temperatur (Experiment)  $\bar{\theta}_R$  -  
mittlere Raumtemperatur  $\bar{\theta}_R$   
(Theorie) 18.1.77 - 16.2.77

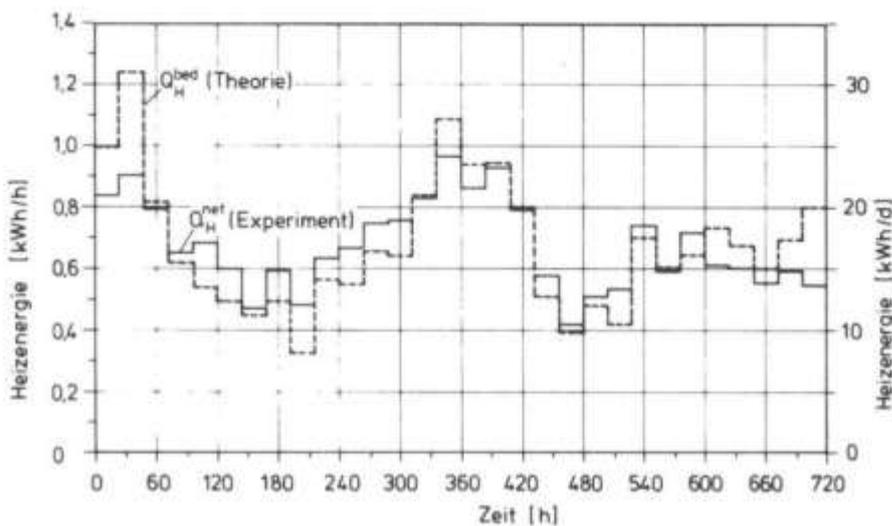


Bild 3:41  
Nettowärmeverbrauch  
Experiment  $Q_H^{net}$  und  
Wärmebedarf Theorie  $Q_H^{bed}$   
18.1.77 - 16.2.77

$C_R \approx 0,6$  kWh in der stündlichen Energiebilanz führt. Da dies die Größenordnung des Nettowärmeverbrauchs ist, erscheint ein Vergleich von  $\dot{Q}_H^{\text{net}}$  und  $\dot{Q}_H^{\text{bed}}$  auf stündlicher Basis nicht sinnvoll. Der Vergleich von  $\dot{Q}_H^{\text{net}}$  und  $\dot{Q}_H^{\text{bed}}$  beschränkt sich daher auf Tagesintegrale, was für die Praxis i.a. ausreichend ist (vgl. Kap. 4.4.3.).

#### 3.4.4.1. Mittlere Raumtemperaturen

Die unter Vorgabe von  $\dot{Q}_H^{\text{bed}} = \dot{Q}_H^{\text{net}}$  dynamisch berechneten Raumtemperaturen  $\theta_R$  sind zusammen mit  $\bar{\theta}_R$  in Bild 3:40 dargestellt. Ein Vergleich der Temperaturverläufe zeigt (Bild 3:40, Tab. 3:10, S.97), daß  $\theta_R$  und  $\bar{\theta}_R$  im Zeitintervall (c)  $310\text{h} < t \leq 700\text{h}$  in guter Übereinstimmung sind ( $\Delta = 0,01^\circ\text{C}$ ,  $\sigma = 0,28^\circ\text{C}$ ). Im Zeitintervall (b)  $80 < t \leq 310\text{h}$  liegt ein näherungsweise paralleler Verlauf vor ( $\bar{\Delta} \approx \sigma \approx 0,4^\circ\text{C}$ ), während am Anfang (a) und Ende (d) der Untersuchungsperiode die theoretisch und experimentell bestimmten Temperaturen eine weniger gute Übereinstimmung zeigen. Dies drückt sich in einem niedrigen Korrelationskoeffizienten aus, der für (d) sogar negativ wird. Insgesamt sind die Abweichungen über die untersuchte Winterperiode (Tab. 3:10) jedoch von einer ähnlichen Größenordnung wie in der untersuchten Sommerperiode. Man kann folgern, daß die Gewinn- und Verlustmechanismen und das dynamische Gebäudeverhalten bis auf wenige Stunden ebenfalls vom Modell korrekt erfaßt worden sind.

Die verbleibenden Abweichungen können außer auf die Modellgenauigkeit auf folgende Gründe zurückgeführt werden:

- Störungen durch Personen (sowohl für  $0 < t \leq 80\text{h}$  als auch für  $700\text{h} < t \leq 720\text{h}$  befanden sich Besucher im PEH),
- Inhomogenitäten der Raumlufttemperatur (jedoch ohne deutliche Korrelation zur Zulufttemperatur, da diese direkt durch die Heizkörper verändert wird),
- Ungenauigkeiten in der Erfassung des Nettowärmeverbrauchs  $\dot{Q}_H^{\text{net}}$  (siehe 3.4.4.2).

### 3.4.4.2. Heizenergie

Der unter Vorgabe von  $\theta_H = \bar{\theta}_R(t)$  dynamisch berechnete tägliche Wärmebedarf  $Q_H^{bed}$  ist in Bild 3:41 zusammen mit dem nach (3:15)-(3:17) aus experimentellen Ergebnissen ermittelten Nettowärmeverbrauch  $Q_H^{net}$  dargestellt. Eine Auswertung der Differenzen  $Q_H^{bed} - Q_H^{net}$  (Bild 3:42a) ergibt eine mittlere Abweichung  $\bar{\Delta}$  von 0,04 kWh/d ( $\cong 0,3\%$ ) und eine Standardabweichung  $\sigma$  von 2,8 kWh/d ( $\cong 17\%$ ) bei einem mittleren Tagesnettowärmeverbrauch von 16,1 kWh. Die geringe mittlere Abweichung bestätigt, daß die Gewinn- und Verlustmechanismen des PEH im Mittel korrekt erfaßt worden sind. Der Fehler über die Untersuchungsperiode von 30 Tagen beträgt ca. 1 kWh und ist vernachlässigbar klein. Die Standardabweichung von 2,8 kWh/d ist ebenfalls gering, wenn man bedenkt, daß ein Energiefehlbetrag dieser Größe einem Fehler von  $2,8 \text{ kWh}/C_R \approx 0,5^\circ\text{C}$  in der mittleren Raumtemperatur äquivalent ist.

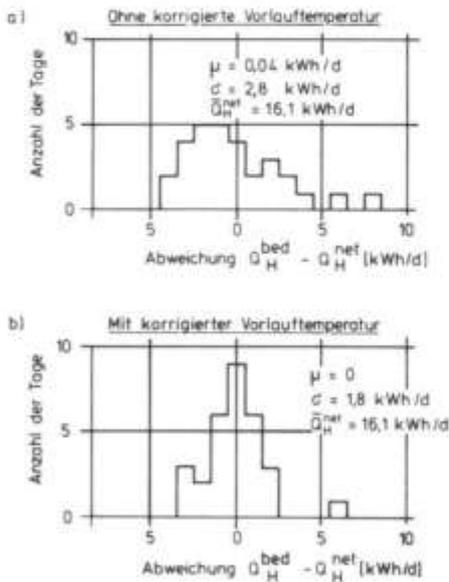


Bild 3.42 Abweichung des berechneten Tageswärmeverbrauchs  $Q_H^{bed}$  vom experimentell ermittelten Nettowärmeverbrauch  $Q_H^{net}$

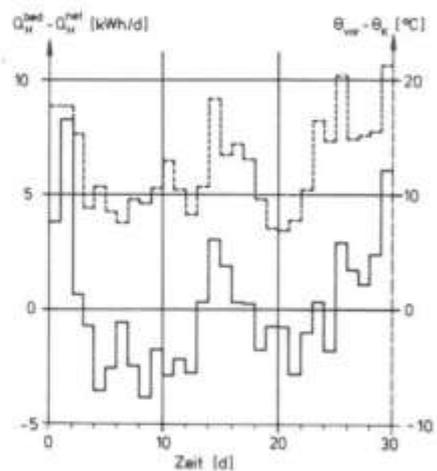


Bild 3.43 Vergleich der Heizenergieabweichungen zwischen Theorie und Experiment mit den mittleren täglichen Differenzen zwischen Vorlauf- und Kellertemperatur

Um mögliche Fehlerursachen - insbesondere am Anfang und Ende der Untersuchungsperiode (s.o.) - aufzufinden, wurden die berechneten Abweichungen mit 15 Modell- und Experimentparametern korreliert. Die Analyse zeigte keine signifikante Korrelation zu Parametern, die die

Gewinn- und Verlustmechanismen des Gebäudes beschreiben. Dagegen wurde eine höhere Korrelation ( $r = 0,78$ ) zur Differenz zwischen Vorlauftemperatur des Heizsystems  $\theta_{\text{vor}}$  und Kellertemperatur  $\theta_{\text{K}}$  (Bild 3:43) gefunden. Die theoretische Analyse ließ auf einen Meßfehler in  $\theta_{\text{vor}}$  schließen. Korrigiert man  $\theta_{\text{vor}}$  gemäß der sich zwischen  $\theta_{\text{vor}} - \theta_{\text{K}}$  und  $Q_{\text{H}}^{\text{net}} - Q_{\text{H}}^{\text{bed}}$  ergebenden Regressionsgerade, so sinkt die Standardabweichung auf 1,8 kWh/d (Bild 3:42b). Eine nachträgliche Untersuchung der Meßstelle ergab jedoch keinen eindeutigen Hinweis auf einen Erfassungsfehler. Aus diesem Grund wurde eine entsprechende Korrektur der Werte  $Q_{\text{H}}^{\text{net}}$  in obigen Untersuchungen nicht durchgeführt.

### 3.5. Der Energiehaushalt des PEH

#### 3.5.1. Standardbedingungen

Als Ausgangspunkt für die folgenden Untersuchungen wird in diesem Abschnitt der Energiehaushalt des PEH unter Bedingungen betrachtet, die zur Eliminierung von Sonderexperimenten und Datenlücken in "standardisierter" Form vorgegeben werden.

Als Wetterjahr wird hier das Jahr 1977 am PEH Aachen herangezogen, für das ein lückenloser Datensatz erzeugt wurde (vgl. Tab. 3:11 und Anhang 1). Für die Kellertemperaturen  $\theta_{\text{K}}$  werden Tagesmitteltemperaturen zugrunde gelegt (Bild 3:44). Die Raumtemperatur im Obergeschoß wird vereinfachend gleich der Raumtemperatur  $\theta_{\text{R}}$  im Erdgeschoß gesetzt, während die Temperatur in den Dachnischen durch die Außenlufttemperatur  $\theta_{\text{aL}}$  approximiert wird. Die mittlere Zulufttemperatur  $\theta_{\text{ZU}}^{\text{C}}$  des kontrollierten Lüftungssystems wird, um Meßlücken von  $\theta_{\text{ZU}}^{\text{C}}$  zu umgehen und um vom Experimentverlauf abweichende Bedingungen erfassen zu können, aus  $\theta_{\text{aL}}$ ,  $\theta_{\text{R}}$ ,  $\theta_{\text{K}}$  und der täglichen Porwandtemperatur  $\theta_{\text{PW}}$  nach Anhang 2.6 berechnet. Die Betriebsmoden des Belüftungssystems (Standardprofil) sind in Tab. 3:12 angegeben. Die solaren Lasten berechnen sich nach 3.3.4.2. aus den Wetterdaten unter Berücksichtigung des Profils für Rolladennutzung (Tab. 3:12). Für die internen Lasten wird das



Standardprofil Tab. 3:7 herangezogen. Die mittlere Heiztemperatur  $\bar{\theta}_H$  wird gleich dem gewichteten Mittel der Innentemperaturen im Auslegungsfall (Bild 3:2) gesetzt. Mit den Wichtungskoeffizienten aus Tab. 3:3 Zeile 4/7 ergibt sich  $\bar{\theta}_H \approx 18,6^\circ\text{C}$ .

Die Ergebnisse der dynamischen Simulation sind in Bild 3:45-3:48 zusammengefaßt. In Bild 3:45 ist darüberhinaus der aus experimentellen Daten bestimmte Nettowärmeverbrauch für das aktuell gefahrene Nutzungsprofil angegeben.

Ein Vergleich der theoretisch mittels des Ein-Kapazitäten-Modells berechneten monatlichen Wärmebedarfssummen mit dem aktuellen monatlichen Nettowärmeverbrauch (Bild 3:45) ergibt bis auf den Monat Dezember eine gute Übereinstimmung. Die Abweichungen im Dezember sind auf Sonderexperimente im PEH zurückzuführen, während der das Heizsystem zeitweise abgeschaltet werden mußte. Die Abweichungen in den übrigen Monaten resultieren zum größten Teil aus Abweichungen des aktuellen Simulationsprofils für interne Lasten vom Standardprofil. Die Jahressumme von  $Q_H^{\text{bed}} = 1910 \text{ kWh}$  und  $Q_H^{\text{net}} = 1880 \text{ kWh}$  weichen nur geringfügig voneinander ab.

Die Analyse der Wärmebedarfsstatistik (Bild 3:46) zeigt, daß der maximale stündliche Wärmebedarf bei 1,6-1,7 kWh liegt. In 80% der Stunden mit Wärmebedarf beträgt er weniger als 1 kWh.

Die monatlichen Energiebilanzen (Bild 3:47) machen deutlich, wie der geringe Wärmebedarf des PEH(-Erdgeschosses) zustande kommt. Zum einen sind die Transmissions- und Lüftungsverluste durch sämtliche Bauteile sehr gering (insgesamt im Januar weniger als 1200 kWh), zum anderen wird ein großer Teil dieser Verluste durch interne und solare Lasten gedeckt (im Januar 650 kWh). Im Sommer wird im PEH, wie Bild 3:47 zeigt, ein Kühlbedarf dadurch vermeiden, daß interne und solare Lasten weitgehend durch die kontrollierte Belüftung abgeführt werden. Die maximalen stündlichen Mitteltemperaturen des Erdgeschosses  $\theta_R$  liegen bei 24,5-25°C (siehe Bild 3:48).

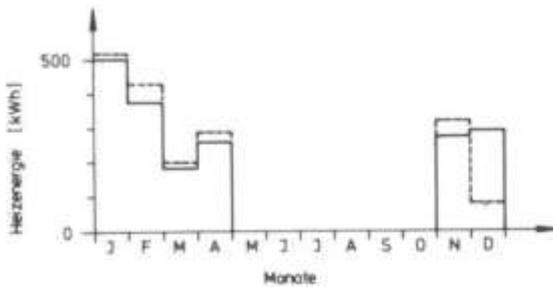


Bild 3.45 Theoretischer monatlicher Wärmebedarf für Standard-nutzungsprofil (—) und Nettowärmeverbrauch im Experiment (-----) für das PEH, 1977

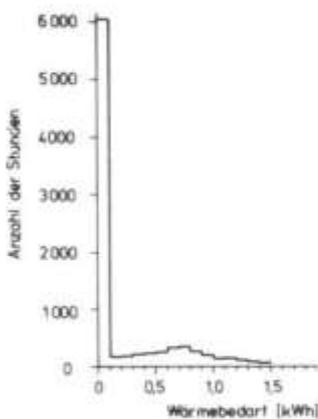


Bild 3.46 Statistik des stündlichen Wärmebedarfs

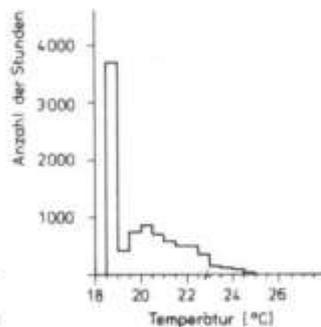


Bild 3.48 Statistik der stündlichen mittleren Raumtemperaturen  $\theta_{Ra}$

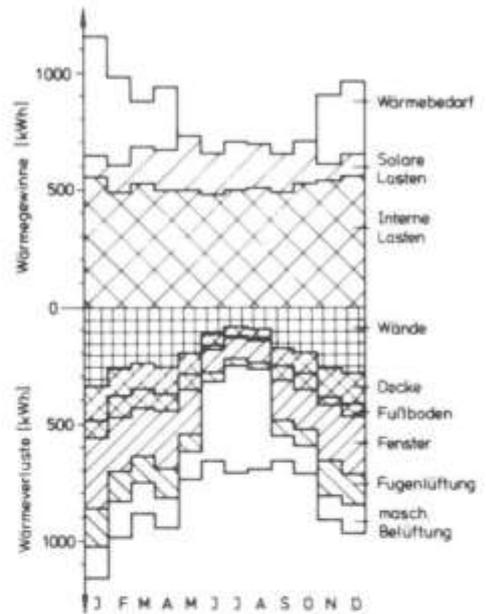


Bild 3.47 Monatliche Energiebilanzen des PEH - Erdgeschosses, 1977 (Simulation)

### 3.5.2. Einfluß freier Wärmequellen

Der Beitrag der freien Wärmequellen zur Verringerung des Wärmebedarfs läßt sich quantitativ ermitteln, indem man den Wärmebedarf des PEH ohne freie Wärmequellen mit dem Wärmebedarf bei Hinzunahme der Wärmequellen vergleicht. Der effektive Nutzungsgrad  $\eta$  der freien Wärmequellen ist dann als Quotient aus der resultierenden Wärmebedarfsänderung zur Energieabgabe der Wärmequellen definiert.

Wie aus Tabelle 3:13 Spalte 4/11 hervorgeht, steigt der jährliche Wärmebedarf bei Wegfallen der freien Wärmequellen im PEH von ca. 1910 kWh um ca. 4630 kWh auf 6540 kWh an. Bezogen auf das Angebot an freier

Wärme von 8020 kWh/a, entspricht die Differenz einem jährlichen effektiven Nutzungsgrad  $\eta$  von 58%. Wie die Monatsergebnisse (Spalte 13) zeigen, findet eine 100-prozentige Nutzung der freien Wärme im PEH nur im Januar statt. Während der Heizmonate (Nov.-Apr.) gilt  $85\% \leq \eta \leq 100\%$ , wogegen in den übrigen Monaten (Mai-Okt.)  $\eta$  zwischen 4% und 46% liegt.

(1)	(2) Solare Lasten [kWh]		(3) Interne Lasten [kWh]		Ohne f.L.u.s.L.			Mit i.L.			Mit s.L.			Mit i.L. u. s.L.		
					(4) Wärmebedarf [kWh]	(5) Wärmebedarf [kWh]	(6) $\Delta$ [kWh]	(7) $\eta$	(8) Wärmebedarf [kWh]	(9) $\Delta$ [kWh]	(10) $\eta$	(11) Wärmebedarf [kWh]	(12) $\Delta$ [kWh]	(13) $\eta$		
J	87	559	1149	590	559	1,00	1062	87	1,00	506	643	1,00				
F	115	492	979	487	492	1,00	866	113	,98	378	601	,99				
M	161	529	831	309	522	,99	674	157	,98	188	643	,93				
A	175	497	866	390	476	,96	696	170	,97	261	605	,90				
M	233	497	336	28	308	,62	196	140	,60	3	333	,46				
J	175	482	161	0	161	,33	80	81	,46	2	159	,24				
J	206	503	52	0	52	,10	4	48	,23	0	52	,07				
A	175	512	26	0	26	,05	6	20	,11	0	26	,04				
S	163	490	170	0	170	,35	76	94	,58	0	170	,26				
O	178	529	241	0	241	,46	121	123	,69	0	241	,34				
N	72	536	791	307	484	,90	722	69	,96	274	517	,85				
D	93	559	934	377	557	1,00	842	92	,99	295	639	,98				
1977	1833	6187	6535	2489	4046	,65	5346	1189	,65	1906	4629	,58				

Tab. 3:13 Einfluß der internen und solaren Lasten auf den Wärmebedarf des PEH

Untersucht man die Einzelbeiträge der internen und solaren Lasten, so zeigt ein Vergleich des Wärmebedarfs ohne Lasten (Tab. 3:13, Spalte 4) mit dem Wärmebedarf bei Vorliegen von jeweils einer der beiden Lasten (Spalten 5 und 8), daß ein jährlicher Nutzungsgrad von 65% erreicht wird (Spalte 7, 10). Ist jedoch bereits eine der Quellen vorhanden, so ist der Nutzungsgrad der zusätzlich eingebrachten Wärmequelle auf Grund der verkürzten Heizperiode und des verringerten "Sparpotentials" kleiner (29% für die solaren Lasten und 56% für die internen Lasten).

Von Interesse ist auch die Frage, welcher Wärmebedarf sich im PEH ergibt, wenn keine Abschattungen und Verbauungen den Lichteinfall beeinträchtigen würden und der Reflektionsgrad der Umgebung "durchschnittlichen" Verhältnissen ( $\rho \approx 0,2$ ) entspräche. Die dynamische Rechnung ergibt bei einer jährlichen solaren Last\* von 2860 kWh einen

\* Die Abschattung der direkten Komponente durch Verbauungen in Horizontnähe morgens und abends konnte wegen fehlender Meßwerte hierbei nicht aufgehoben werden.

Wärmebedarf von 1690 kWh, was einem Nutzungsgrad von 22% der zusätzlich angebotenen 1030 kWh entspricht. Die maximalen Raumtemperaturen  $\theta_R$  steigen hierbei im späten Frühling (16.-21.Mai) über 26°C an, was auf die Notwendigkeit variabler Abschattungsvorrichtungen für diesen Fall hinweist.

### 3.5.3. Einfluß durchgeführter Energiesparmaßnahmen auf den Wärmebedarf

Folgende am PEH durchgeführte Maßnahmen zur Reduzierung des Energiebedarfs werden in diesem Abschnitt analysiert:

- (a) zusätzliche Wärmedämmung von Außenwänden, Kellerdecke und Fußboden mit einer Reduzierung der U-Werte von 70 W/K auf 28 W/K, 108 W/K auf 60 W/K beziehungsweise von 30 W/K auf 13 W/K (im Dachnischenbereich),
- (b) Doppelscheiben mit Goldbeschichtung ( $k = 1,9 \text{ W/m}^2\text{K}$ ) für Doppelscheiben ( $k = 3,2 \text{ W/m}^2\text{K}$ ),
- (c) Abdichtung der Gebäudehülle zur Verringerung der Fugenlüftungsverluste,
- (d) kontrollierte Belüftung mit Wärmerückgewinnung statt Fensterlüftung.

Da über die Dichtigkeit des Ausgangsgebäudes keine Herstellerangaben vorliegen, können nur Schätzungen für den ursprünglichen Dichtigkeitszustand des Gebäudes gemacht werden. Geht man von typischen Luftwechselraten neuerer Gebäude aus (Literatur siehe Kap. 2.2.3.2), und berücksichtigt den Umfang der durchgeführten Abdichtungsarbeiten, so kann im PEH von einer Reduzierung der Außenluftwechselrate  $\dot{V}_{Zu}^A$  um schätzungsweise einen Faktor 4 und einer Verringerung der Luftwechselrate zu Keller und Dach  $\dot{V}_{Zu}^{DK}$  um einen Faktor 2 gegenüber dem Ursprungszustand ausgegangen werden. Für (d) wird aus Vergleichbarkeitsgründen angenommen, daß die Fensterlüftung - wie die kontrollierte Lüftung - zu einem Luftwechsel von  $1\text{h}^{-1}$  (bzw.  $2\text{h}^{-1}$  von Jun.-Aug.) führt.

Der Einfluß der Maßnahmen (a)-(d) insgesamt kann analog zu 3.5.2. durch Vergleich des Wärmebedarfs vor und nach Durchführung aller Maßnahmen bestimmt werden. Der Einfluß einer Einzelmaßnahme ist davon abhängig, welche der übrigen Maßnahmen bereits durchgeführt sind. Von besonderem Interesse sind die Grenzfälle, in denen die betrachtete Maßnahme als erste oder als letzte vom gesamten Maßnahmenbündel ergriffen wird. Die Einsparungen in allen übrigen Fällen liegen wegen des abnehmenden Einsparpotentials im allgemeinen zwischen diesen Grenzfällen.

Wie Tab. 3:14 zeigt, liegen die Einsparungen im Wärmebedarf des PEH-Erdgeschosses bei Verbesserung der Wärmedämmung zwischen 3670-4420 kWh/a, bei Verbesserung der Fenster bei ca. 350 kWh/a, bei Reduzierung der Fugenlüftung zwischen 1950 und 2450 kWh/a und bei Einführung maschineller Belüftung mit Wärmerückgewinnung zwischen 5700 und 6610 kWh/a. Insgesamt wird der Wärmebedarf des PEH-Erdgeschosses bei Durchführung aller Maßnahmen von 14780 kWh/a um 12870 kWh auf 1910 kWh/a gesenkt.

Auffällig ist die relativ geringe Einsparung, die aus der Ersetzung der Fenster resultiert, sowie der Anstieg der Ersparnis bei Durchführung dieser Maßnahme im letzten Schritt entgegen oben genannter "Faustregel". Dieser Sachverhalt liegt in dem geringen Energiedurchlaßgrad der goldbedampften Scheiben ( $g_{\max} = 0,5$ ) gegenüber dem normaler Doppelscheiben ( $g_{\max} = 0,8$ ) begründet. Die Reduzierung der Transmissionsverluste wird somit teilweise durch eine Verringerung der solaren Einstrahlungsgewinne kompensiert. Diese Kompensation fällt insbesondere beim schlechter isolierten Ausgangsgebäude ins Gewicht, da dessen Heizperiode sich in sonnenreiche Monate hinein erstreckt.

Die Ersparnis durch zusätzliche Wärmedämmung ist ebenfalls verhältnismäßig klein. Hier ist zu beachten, daß einerseits das zugrundegelegte Fertighaus (Bild 3:49) bereits mit 8 cm Mineralwolle in den Außenwänden ausgestattet war, während andererseits die geringe Dämmung in Decke (4 cm) und Fußboden (1,8 cm) wegen der relativ hohen mittleren Temperaturen im Dach- und Kellerbereich (beziehungsweise wegen der Kleinheit der Deckenfläche, die an Außenluft ankoppelt) sich kaum negativ auf den Wärmebedarf auswirkt.

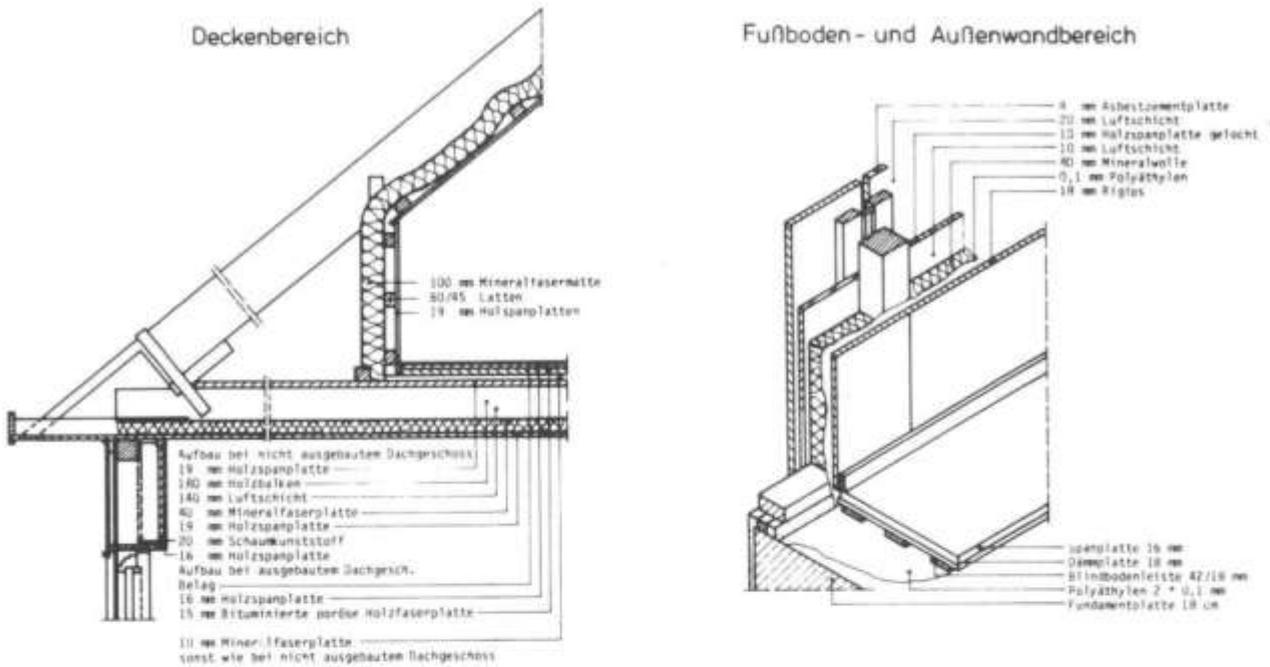


Bild 3:49 Wärmedämmung des PEH vor Durchführung zusätzlicher Maßnahmen (nach Streif)

	Maßnahmen			
	Erhöhte Wärme-dämmung	Verbes- serte Fenster	Reduzierte Fugen- lüftung	masch. Be- lüftung mit Wärmerückg.
Wärmebedarf Ausgangszustand [kWh/a]	14780			
Wärmebedarf nach erstem Schritt [kWh/a]	10360	14450	12330	8170
Ersparnis [kWh/a]	4420	330	2450	6610
Wärmebedarf [kWh/a] vor dem letzten Schritt	5580	2270	3860	7610
Wärmebedarf Endzustand [kWh/a]	1910			
Ersparnis [kWh/a]	3670	360	1950	5700

Tab. 3:14 Auswirkungen verschiedener am PEH durchgeführter zusätzlicher Energiesparmaßnahmen

#### 3.5.4. Einfluß des Dach- und Kellergeschosses auf den Wärmebedarf

Ausstattung und Nutzung des Dach- und Kellerbereiches sind weitgehend durch experimentelle Erfordernisse bestimmt. Es entsteht deshalb die Frage, wie sich der Wärmebedarf des Erdgeschosses bei einer abweichenden Gestaltung dieser Bereiche ändert. Als Alternativen werden hier untersucht:

- (a) leerstehendes, unbeheiztes Obergeschoß auf Außentemperaturniveau (i.e. ideal durchlüftet),
- (b) Flachdachabschluß,
- (c) Keller auf Wohnbereichstemperatur,
- (d) Keller auf Außenlufttemperatur (i.e. ideal durchlüftet),
- (e) leerstehender (abgesehen von der Belüftungsanlage), unbeheizter Keller.

Ferner wird als Fall (f) die Kombination (b) und (e) untersucht (i.e. PEH als unterkellertes Bungalow).

Als Flachdachkonstruktion wird durchgehend ein zu Bild 3:8 analoger Deckenaufbau gewählt, wobei die obere Spanplatte durch eine 4 cm Kiesschüttung ersetzt ist (damit ergibt sich  $k = 0,18 \text{ W/m}^2\text{K}$ ,  $\Delta t = 8\text{h}$ ,  $f = 0,26$ ). Der Aufbau des Kellers kann Bild 3:9 entnommen werden ( $k_{\text{Wand}} = 0,55 \text{ W/m}^2\text{K}$ ,  $k_{\text{Boden}} = 2,68 \text{ W/m}^2\text{K}$ ). Berücksichtigung der unterliegenden Schüttung ergibt für  $k_{\text{Boden}}$  einen Effektivwert von ca.  $1,1 \text{ W/m}^2\text{K}$ . Die Auswertung der vertikalen Temperaturprofile im Boden neben dem PEH läßt auf eine effektive Leitfähigkeit von ca.  $4 \text{ W/mK}$  bei einer spezifischen Kapazität von ca.  $1160 \text{ Wh/m}^3\text{K}$  schließen. Um das vereinfachte Rechenmodell aus Kap. 2.3 anwenden zu können, ist im folgenden vom Betrieb der Porwand abgesehen worden. Ferner ist für (e) und (f) angenommen worden, daß das Erdreich bis zur Oberkante des Kellers reicht und daß eine trägheitslose Kopplung an die Außenluft nur über 2 Kellerfenster gegeben ist.

Die Ergebnisse der dynamischen Simulation sind in Tab. 3:15 zusammengefaßt. Es zeigt sich, daß die Umgestaltung des Dachbereiches einen vergleichsweise geringen Einfluß auf den Wärmebedarf des

PEH-Erdgeschosses hat, während eine Umgestaltung des Kellers eine größere Auswirkung hat. Beim Übergang zum ideal belüfteten Obergeschoß (a) steigt der Wärmebedarf um 1800 kWh an, während der Wärmebedarf beim Übergang zum ideal durchlüfteten Kellergeschoß sich um über 9000 kWh erhöht. Wie die Analyse der Energieflüsse (Tab. 3:15 und der bezogenen Wärmeströme (Tab. 3:1, j = 5-7) zeigt, ist dies nicht allein durch die höheren Transmissionsverluste der Kellerdecke bedingt, sondern in starkem Maße auch durch die erhöhten Lüftungswärmeverluste. Letztere steigen, weil zum einen über die Fugenlüftung zwischen Erdgeschoß und Keller nun Luft auf Außentemperaturniveau angesogen wird und zum anderen die kontrollierte Zuluft wegen der starken thermischen Kopplung der Zuluftkanäle an den Kellerbereich (Anhang A2.6) ebenfalls kälter ist\*. Geht man zu Fall (e) über, so sind die Fugenlüftungsverluste geringer. Hier steigt zum einen die Kellertemperatur über  $\theta_{aL}$  an, zum anderen sinkt die Fugenlüftungsrate zwischen Keller und Erdgeschoß, da wegen mangelnden Außenluftwechsels des Kellers (hier zu Null angenommen), der thermische Luftwechsel durch Auftrieb entfällt (vgl. Formel (3:13)).

Betrachtet man das zum Bungalow umgestaltete PEH (Fall f), so ergibt sich ein Wärmebedarf von ca. 5700 kWh/a. Auch hier ist ein Teil des gegenüber dem Ausgangsfall erhöhten Wärmebedarfs durch die thermische Kopplung des Lüftungssystems an den Kellerbereich zurückzuführen (Erhöhung der Lüftungswärmeverluste Okt.-Apr. ca. 1600 kWh). Die

	Jährliche Energieflüsse [kWh]				Wärmebedarf [kWh/a]
	Decke	Boden	Fugenlüftung	Masch.* Belüftung	
Basisfall (ohne Porwandbetrieb)	1170	660	1130	2260	1970
a Obergeschoßtemp. = $\theta_{aL}$	4060	430	950	1740	3770
b Flachdach $k = 0,18 \text{ W/m}^2\text{K}$	1690	650	1000	2300	2390
c Kellertemperatur = $\theta_R$	1220	0	980	1850	1100
d Kellertemperatur = $\theta_{aL}$	1050	5000	2530	6470	11300
e unbeheizter Keller	1050	2620	1250	4000	5180
f Flachdach, unbeh. Keller	1480	2630	1260	4100	5710

\* Betriebsweise vgl. Tab. 3:12.

Tab. 3:15 Einfluß der Umgestaltung von Dach- und Kellerbereich auf den Wärmebedarf des PEH-Erdgeschosses

\* Die starke thermische Kopplung ist Folge langer Meßstrecken im Kanalsystem, die in einem "normalen" System eingespart werden könnten.

Transmissionsverluste liegen wegen des für Experimente erforderlichen Versorgungsschachtes zum Keller und wegen Wärmebrücken im Treppenbereich merklich (Okt.-Apr. ca. 700 kWh) über den Werten, die sich bei einer einheitlichen Ausführung des Fußbodens (gemäß Bild 3:7) ergäben. Würden diese teilweise experimentell bedingten Schwachstellen behoben, ließe sich daher der Wärmebedarf auf deutlich unter 5000 kWh/a verringern.

### 3.5.5. Einfluß meteorologischer Randbedingungen

Wie aus Tab. 3:11 hervorgeht, fällt das Wetterjahr Aachen 1977 im Vergleich zu langjährigen Mitteln zu mild aus. Die Temperaturen in den Wintermonaten Dez.-März übersteigen die langjährigen Mittel um 1,4 - 4,0°C. Andererseits herrschen in den Wintermonaten um bis zu 0,6 m/s höhere Windgeschwindigkeiten als im Zehnjahresmittel vor. Die solare Einstrahlung in diesen Monaten liegt im Gegensatz zum Jahresmittelwert ebenfalls über den entsprechenden langjährigen Mitteln.

Um die Auswirkungen dieser Abweichungen auf den Wärmebedarf des PEH abzuschätzen, sind Rechnungen mit einem Wetterjahr durchgeführt worden, das aus dem Wetterjahr für 1977 durch Umrechnung der Stundenwerte mit mittleren monatlichen Korrekturfaktoren/-summanden gewonnen wurde (Anhang A 4). Eine Anpassung der Einstrahlungssummen konnte mangels klimatischer Daten hier nur über den Vergleich der Sonnenscheinstunden vorgenommen werden, so daß der Einfluß dieser Parameterberechnung lediglich größenordnungsmäßig erfaßt ist.

Die Ergebnisse, die sich bei Ersetzung der Parameter  $\theta_{aL}$ ,  $w$ ,  $G_0$  und  $G_{48}$  einzeln und zusammen ergeben, sind in Tab. 3:16 zusammengefaßt. Anpassung der Windgeschwindigkeiten und Einstrahlungssummen (bzw. Sonnenscheinstunden) an die langjährigen Monatsmittelwerte ändert den Wärmebedarf des PEH-Erdgeschosses um weniger als  $\pm 50$  kWh/a. Dagegen steigt der jährliche Wärmebedarf bei einer Anpassung der Außenlufttemperaturen an die langjährigen Mittel um mehr als 500 kWh an. Insgesamt ergibt sich als Wärmebedarf des PEH-Erdgeschosses unter "mittleren" Bedingungen eine Jahressumme von 2500 kWh. Die Raumtemperaturverteilung weicht dabei vom Basisfall nur unwesentlich (0,5°C) ab.

	Wärmebedarf [kWh]
Basisfall PEH 1977	1910
a Temperaturen $\theta_{aL}$	2450
b Windgeschw. $w$	1880
c Einstrahlungen $G_0, G_{48}$	1950
d $\theta_{aL}, w, G_0, G_{48}$	2500

Tab. 3:16

Jahreswärmebedarf bei Ersetzung der meteorologischen Parameterwerte 1977 durch Werte eines mittleren Wetterjahres am PEH.

### 3.6. Schlußfolgerung

Sind die Energieströme im Gebäude bekannt, so lassen sich - wie der Theorie-Experiment-Vergleich am PEH gezeigt hat - Raumtemperaturen mittels des Ein-Kapazitäten-Modelles mit einer hohen Genauigkeit in ihrem zeitlichen Verlauf bestimmen. Dies gilt für verschiedenartige Betriebszustände und äußere Wetterbedingungen. Die Abweichungen zum Experiment betragen im allgemeinen nur wenige zehntel Grad bei Raumtemperaturschwankungen zwischen 18 und 24°C. Größere Abweichungen von ca. 1°C - 3°C wurden nur bei Raumtemperaturänderungen von ca. 10-15°C nach einer mehrtägigen Abkühlphase und nach plötzlichem Hochheizen des Gebäudes gefunden. Hier reicht für die genauere Beschreibung der Dynamik die Angabe einer Kapazität offenbar nicht aus.

Im Theorie-Experiment-Vergleich wurde die Temperatur  $\theta_R$  des Modells mit der Gebäudemitteltemperatur  $\bar{\theta}_R$  des PEH in Beziehung gesetzt. Die geringe Abweichung dieser Größen zeigt, daß das Ein-Kapazitäten-Modell auch zur Beschreibung des mittleren thermischen Verhaltens eines mehrzonigen Gebäudes geeignet ist, falls die Wärmekapazität proportional zu den bezogenen Wärmeströmen über die Zonen verteilt ist.

Bei Vorgabe der Gebäudeinnentemperaturen kann, wie der Vergleich zeigt, auch der Wärmebedarf mit guter Genauigkeit berechnet werden. Die gleichzeitige Ermittlung von Gebäudeinnentemperaturen und Wärmeverbrauch mittels des Ein-Kapazitäten-Modells für Gebäude ist im Mehrzonenfall jedoch nur möglich, wenn eine mittlere Regelfunktion für das Gebäude definiert werden kann. Wie eine theoretische Betrachtung zeigte, stößt das Modell hier an prinzipielle Grenzen, deren praktische Bedeutung noch näher zu untersuchen ist.

Unter der Vorgabe eines mittleren Heiztemperatursetzpunktes wurde der Energiehaushalt des PEH analysiert. Unterschiede im berechneten monatlichen und jährlichen Wärmebedarf zum gemessenen Wärmeverbrauch im Vergleichsjahr 1977 lassen sich dabei weitgehend durch Abweichungen des Experiments vom Standardbetriebsprofil erklären. Der geringe jährliche Wärmebedarf von ca. 1900 kWh ergibt sich zum einen aus der weitgehenden Reduktion der Wärmebedarfsverluste und zum anderen aus der Nutzung der freien Wärmequellen zur Deckung der Restverluste. Die freien Wärmequellen liefern allein einen Beitrag von ca. 4600 kWh/a. Der Beitrag der Energiesparmaßnahmen an Gebäudehülle und Lüftung beträgt ca. 13000 kWh/a, wenn man vom Erdgeschoß des gelieferten, bereits relativ gut wärmegeprägten Fertighauses ausgeht. Den höchsten Stellenwert hat bei dieser Reduktion die kontrollierte Belüftung mit Wärmerückgewinnung (Einsparung ca. 5700 - 6600 kWh/a gegenüber einfachem unkontrollierten Luftwechsel), gefolgt von der zusätzlichen Wärmedämmung der nichttransparenten Hülle (Einsparung ca. 3700-4400 kWh/a), der Reduzierung der Fugenlüftungsverluste (Einsparung ca. 2000-2500 kWh/a) und der Verwendung goldbeschichteter Doppelscheiben (Einsparung 330-360 kWh/a). Die Anwendung einer der unterschiedlichen Maßnahmen im ersten Verbesserungsschritt ergab im Mittel um ca. 20% höhere Einsparungen als im letzten. Dies zeigt, daß das Potential von Energiesparmaßnahmen generell nicht unabhängig vom zugrundeliegenden Gebäudestandard gesehen werden darf. Die verhältnismäßig geringen Einsparungen bei Ersetzen der Fenster sind offenbar Folge davon, daß die Reduzierung des k-Wertes durch eine Verringerung des Energiedurchlaßgrades für solare Einstrahlung weitgehend kompensiert wird. Eine allgemeinere Bestimmung des Einflusses dieser Kenngröße auf den Wärmebedarf von Gebäuden ist deshalb erforderlich, wenn Fehlinvestitionen vermieden werden sollen.

Der geringe Wärmebedarf des PEH-Erdgeschosses und die relativ geringen Einsparungen bei der zusätzlichen Wärmedämmung der Hülle entsprechen nicht unmittelbar dem Wärmebedarf und dem Einsparpotential für ein entsprechend ausgeführtes Einfamilienhaus, da die Verluste über die Decke und den Fußboden wegen der experimentell bedingten höheren Temperaturen in den angrenzenden Zonen gering sind. Dies ist bei weitergehenden Untersuchungen zu berücksichtigen. Ersetzt man das Dachgeschoß durch ein Flachdach und legt einen (bis auf die Belüftungsanlage) leerstehenden

Keller ohne Wärmequellen (Tanks, Speicher, Geräte) zugrunde, so steigt der Jahreswärmebedarf auf 5700 kWh/a an. Durch Beseitigung experimentell bedingter Wärmebrücken und Verluste des Belüftungssystems ließe sich für einen derartigen unterkellerten Bungalow ein Jahreswärmebedarf von unter 5000 kWh/a erzielen. Dieser Bedarf liegt eine ganze Größenordnung unter dem Bedarf eines durchschnittlichen Einfamilienhauses /5, 6/ und weist auf das große Einsparpotential in diesen Gebäuden hin.

Die Untersuchung der Raumtemperaturen ergab im Einklang mit experimentellen Befunden, daß "trotz" der hohen Wärmedämmung des Gebäudes keine Raumüberwärmung zu verzeichnen ist. Allerdings deutete sich an, daß eine Überwärmung ohne die vorgefundenen und festinstallierten Abschattungen und Verbauungen hätte eintreten können. In wie weit in diesem Fall auch in hochwärmegeämmten Gebäuden durch flexible Abschattungs- und Lüftungsmaßnahmen ein komfortables Raumklima sichergestellt werden kann, muß daher untersucht werden.

Die hier gemachten Aussagen bezüglich der Auswirkungen verschiedener Maßnahmen auf den Energiehaushalt des PEH sind, so weit sie vergleichenden Charakter haben, weitgehend unabhängig von der Wahl des Wetterjahres für Aachen. Die absolute Höhe des Wärmebedarf selbst als Saldo der gesamten Wärmebilanz reagiert jedoch empfindlicher auf Änderungen der Randbedingungen. Wie eine Abschätzung zeigt, ergäbe sich für mittlere klimatische Bedingungen für das PEH-Erdgeschoß ein um ca. 20 Prozent höherer Bedarf als im Vergleichsjahr 1977. Generelle Aussagen über die Höhe des Wärmebedarfs müssen sich daher auf möglichst charakteristische Wetterjahre stützen und durch Vergleichsrechnungen oder Empfindlichkeitsanalysen die Auswirkungen möglicher jahresbedingter wie auch regionaler Unterschiede im Wettergeschehen aufzeigen. Dies gilt analog für die durch die Gebäudebetriebsweise vorgegebenen Bedingungen.

## 4. Energiehaushalt von Gebäuden

### 4.1. Zielsetzung und Vorgehensweise

Wie die Analyse des PEH zeigte, kann der Jahreswärmebedarf eines Einfamilienhauses durch den Einsatz energiesparender Maßnahmen und die Nutzung freier Wärmequellen auf unter 5000 kWh/a gesenkt werden. Die erzielbare Ersparnis einer einzelnen Maßnahme ist jedoch vom Gebäudestandard abhängig und nimmt im allgemeinen ebenso wie die Nutzung der freien Wärmequellen mit sinkendem Wärmebedarf ab. Die Wirkung einer einzelnen Maßnahme darf daher nicht unabhängig von der Wärmebilanz des Gebäudes, die ihrerseits vom wärmetechnischen Standard, der Gebäudebetriebsweise und den Klimabedingungen beeinflusst wird, gesehen werden.

Das Ein-Kapazitäten-Modell bietet sich zu Untersuchungen dieser Wirkungszusammenhänge durch dynamische Jahressimulationsrechnungen an. Allerdings ist zu beachten, daß Aussagen dieses Modells sich zunächst nur auf das Gebäude als Ganzes beziehen und nur in einem mittleren Sinne gelten. Falls der innere Wärmeaustausch gering ist, sind stärkere lokale Abweichungen der Raumtemperaturen wie des Wärmebedarfs vom Gebäudemittel zu erwarten. Insbesondere kann die Wärmebedarfssumme der Zonen über dem Wärmebedarf des idealen Gesamtgebäudes liegen.

Die Simulationsrechnungen dieses Kapitels werden deshalb unter vorwiegend zwei Zielen durchgeführt:

- (a) Analyse des Wärmebedarfs und der Auswirkung energiesparender Maßnahmen auf verschiedenen Stufen des Wärmeschutzes,
- (b) Analyse zonaler Effekte und der Empfindlichkeit der Aussagen des Ein-Kapazitäten-Modells gegenüber Abweichungen vom idealen Einzonenfall.

Die Untersuchung dieser komplexen Zusammenhänge kann für den Anfang nur unter Beschränkung auf einfach strukturierte Fälle durchgeführt werden. Zugrunde gelegt werden hier insbesondere Einfamilienhäuser einer Form und Größe.

Zu (a) werden verschiedene wärmetechnische Gebäudestandards und Grundbetriebsweisen des Gebäudes definiert. Der Jahreswärmebedarf dieser Grundtypen wird als zentrale Kenngröße unter dem Einfluß verschiedener Randbedingungen und Energiesparmaßnahmen untersucht. Von besonderem Interesse sind die stündlichen maximalen Raumtemperaturen, da ihre Analyse Aussagen über die Auswirkung von Gebäudestandard, Betriebsweise und Energiesparmaßnahmen auf den sommerlichen Komfort gestattet. Monatliche Energiebilanzen, maximaler Tages- und Stundenbedarf, sowie Raumtemperaturstatistiken werden ebenfalls betrachtet. Zu (b) wird das Ein-Kapazitäten-Modell getrennt auf verschiedene Gebäudezonen angewandt. Die Resultate werden mit den Ergebnissen des Einzonenfalles verglichen.

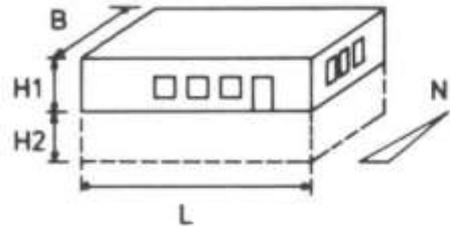
Die ausgewählten Gebäudegrundtypen werden in Abschnitt 4.2 vorgestellt und ihr Energiehaushalt für die Wetterbedingungen von Hamburg 1973 untersucht. Der Einfluß des Wetters - wie auch der Bodenbedingungen - wird in 4.3. analysiert. Gebäudebetrieb und Bauweise sind Gegenstand der Abschnitte 4.4. und 4.5.

## 4.2. Gebäude unterschiedlicher wärmetechnischer Ausführung

### 4.2.1. Grundtypen und Grundbetriebsweisen

Als typisches Einfamilienhaus wird in diesem Kapitel ein Gebäude betrachtet, das in seinen Abmessungen dem Philips-Energie-Experimentierhaus (PEH) ähnlich ist. Zur Vereinfachung werden ein rechteckiger Grundriß und ein Flachdachabschluß gewählt. Ferner wird von Nischen und Verbauungen abgesehen. Die Fensterfläche wird zu  $20 \text{ m}^2$  angenommen, da der Fensteranteil im PEH mit  $16,5 \text{ m}^2$  unterhalb des Durchschnitts für typische Gebäude liegt. Die Abmessungen des ausgewählten Gebäudes sind in Tab. 4:1 zusammengefaßt. Die Dimensionen Länge, Breite und Höhe entsprechen den Abmessungen in Wandmitte der Außenhülle. Rand- und Eckeffekte werden nicht gesondert berücksichtigt.

Erdgeschoß:	
Abmessungen L/B/H <sub>1</sub> [m]	14,0 / 9,5 / 2,8
Nord- bzw. Südfassadenfläche [m <sup>2</sup> ]	39,2
Ost- bzw. Westfassadenfläche [m <sup>2</sup> ]	26,6
Dach- bzw. Kellerdeckenfläche [m <sup>2</sup> ]	133,0
Raumluftvolumen [m <sup>3</sup> ]	300
Fensterflächen N/O/S/W [m <sup>2</sup> ]	4/4/8/4
Türfläche N [m <sup>2</sup> ]	2
Kellergeschoß:	
Abmessungen L/B/H <sub>2</sub> [m]	14,0 / 9,5 / 2,6
Raumluftvolumen [m <sup>3</sup> ]	300



Tab. 4:1 Effektive Maße des zugrunde gelegten Gebäudes

Die wärmetechnische Ausführung des Gebäudes wird in Anlehnung an /5, 6, 156, 157, 158/ hier durch folgende drei Grundtypen festgelegt:

1. Typ N: ("Normalhaus") Wärmeschutz entsprechend DIN 4108 - Ausgabe August 1969 ,
2. Typ S: ("Schwedenhaus") Wärmeschutz entsprechend der schwedischen Baunorm SBN 1975 (gültig seit 1.7.1977),
3. Typ E: ("Experimentierhaus") Wärmeschutz gemäß den im PEH angewendeten Techniken einschließlich aktiver Maßnahmen der Gebäudelüftung mit Wärmerückgewinnung.

"N" repräsentiert den gegenwärtigen in der Bundesrepublik durchschnittlichen Gebäudebestand, "S" den Typ, der in Schweden nach den bis heute progressivsten staatlichen Richtlinien gebaut wird. "E" entspricht in seiner Ausführung weitgehend dem PEH. Die gegenwärtig in der Bundesrepublik gültige Fassung der DIN 4108 wurde für den Typenkatalog nicht mit aufgenommen, da sie weitgehend als eine Zwischenstufe von Typ N zu Typ S aufgefaßt werden kann. Die effektiven thermischen Gebäudeparameter der Grundtypen N, S und E für das Ein-Kapazitäten-Modell können Tab. 4:2 entnommen werden. Die zugrunde gelegten Wandaufbauten sind in Anhang A5 angegeben.

Die Betriebsweise wird für alle drei Gebäudetypen bis auf die Grundlüftung gleich angenommen (Tab. 4:3).

	Typ N	Typ S	Typ E
<b>Wände:</b>			
k-Wert [W/m <sup>2</sup> K]	1,57	0,30	0,16
Dämpfungsfaktor f	0,3	0,6	0,3
Phasenverschiebung Δt [h]	8	6	9
Fassadenhinterlüftung	nein	ja	ja
<b>Dach:</b>			
k-Wert [W/m <sup>2</sup> K]	0,81	0,20	0,16
Dämpfungsfaktor f	0,2	0,3	0,2
Phasenverschiebung Δt [h]	8	9	10
<b>Fenster:</b>			
k-Wert Glas [W/m <sup>2</sup> K] $k_g$	5,9	2,3	1,9
k-Wert Rahmen [W/m <sup>2</sup> K] $k_{Ra}$	2,2	2,1	2,1
k-Wert Rolladen* [W/m <sup>2</sup> K] $k_{Ro}$	-	-	3,5
Rahmenanteil $f_{Ra}$	0,30	0,30	0,30
g-Wert Scheibe für senkr. Einfall	0,88	0,71	0,5
<b>Tür:</b>			
k-Wert [W/m <sup>2</sup> K]	2,0	1,0	1,0
<b>Fugenlüftung:</b>			
$a_1 (=a_n/a_w) [h^{-1}sm^{-1}]$	0,2	0,08	0,04
$a_2 (=a_n/a \sqrt{ \Delta T }) [h^{-1}K^{-1/2}]$	0,05	0,02	0,01
<b>Wärmekapazität <math>C_R</math> [kWh/K]</b>	20	5	6,5
<b>Keller:</b>			
k-Wert Decke [W/m <sup>2</sup> K]	1,06	0,5	0,25
k-Wert Wand [W/m <sup>2</sup> K]	1,54	0,66	0,55
k-Wert Boden [W/m <sup>2</sup> K]	2,68	2,68	2,68
<b>Abgeleitete Kennzahlen:</b>			
bezogener Wärmestrom $U_R$ der Hülle**			
$U_{RD}$ (bei $\theta_{aL} = 0^\circ C$ , $w = 3$ m/s) [W/K]	558	222	121
$U_R$ (Jahresmittel) [W/K]	605	225	122
Relaxationszeit $\tau_{RD} = C_R/U_{RD}$ [h]	36	22	54
$\tau_R = C_R/U_R$ [h]	33	22	53

Tab. 4:2

Definition der Grundtypen N ("Normalhaus"), S ("Schwedenhaus"), E ("Experimentierhaus")

\*  $k_{Ro} = (1/k_{Wacht} - 1/k_{Tag} + 1/\alpha_g)^{-1}$ , vgl. Tab. 4:1B, S. 169

\*\* gemittelt über Tag/Nacht, incl. Grundlüftungsbeitrag

Absorptionsgrad  $\alpha_g = 0,5$  für alle nicht transparenten Außenbauteile; Emissionsgrad  $\epsilon_L = 0,9$ ;

Heiztemperatur $\theta_H$	20°C
Kühltemperatur* $\theta_C$	26°C
Grundlüftung $n_G$ [h <sup>-1</sup> ]	in Typ N: $n_G = \max(a_3 + a_4 \bar{\theta}_{aL} + a_5 \bar{w}, a_6)$ $a_3 = 0,5$ / $a_4 = 0,15$ / $a_5 = -0,15$ / $a_6 = 0,5$ in Typ S: $n_G = 0,5$ in Typ E: $n_G = 0,5$ , $\eta_{WR} = 0,8$
Erhöhter Luftwechsel** (10 h <sup>-1</sup> )	wenn $1. \theta_R > \begin{cases} \theta_{p2} = 24^\circ C \\ \theta_{p1} = 22^\circ C, \text{ falls während der letzten 24 h mindestens einmal } \theta_R \geq 26^\circ C \end{cases}$ $2. \theta_R > \theta_{aL}$ dann $n = \max(n_G, a_7)$ , $a_7 = 10h^{-1}$
Abschattung** (50% direkt, 50% diffus)	wenn $\theta_R > \begin{cases} \theta_{p2} = 24^\circ C \\ \theta_{p1} = 22^\circ C, \text{ falls während der letzten 24 h mindestens einmal } \theta_R \geq 26^\circ C \end{cases}$
Rolladenbetätigung	auf: 7 <sup>00</sup> zu: 19 <sup>00</sup> für Okt.-März, 22 <sup>00</sup> für Apr.-Sept.
Stündliche interne Last 0-24 <sup>00</sup> [Wh]	6*490, 1370, 300, 370, 370, 290, 1290, 5*390, 990, 970, 790, 890, 940, 1020, ≙ 14970 Wh/d

Tab. 4:3

Gebäudebetrieb

\* relevant, falls max. Kühlleistung = 0

\*\* Maßnahme kann tags (7<sup>00</sup>-23<sup>00</sup>) stündlich eingeleitet oder abgebrochen werden, nachts (23<sup>00</sup>-7<sup>00</sup>) vierstündlich. Falls  $\theta_H > 20^\circ C$ :  $\theta_{p1} = \theta_H + 2^\circ C$ ; falls  $\theta_H > 22^\circ C$ :  $\theta_{p2} = \theta_H + 2^\circ C$

Die dem Benutzer zuzuschreibende Grundlüftung  $n_G$  (vgl. S. 25, 26) wird im Gebäudetyp N gemäß dem Außentemperatur- und windabhängigen Profil  $n_G = \max(a_3 + a_4 \bar{\theta}_{aL} + a_5 \bar{w}, a_6)$  als Fensterlüftung durchgeführt (2:34).  $\bar{\theta}_{aL}$  und  $\bar{w}$  sind hierbei Tagesmittelwerte von  $\theta_{aL}$  bzw.  $w$ . Die Koeffizienten  $a_3$ ,  $a_4$ ,  $a_5$  sind aus den Ergebnissen der Feldversuche von Dick und Thomas /76/ gewonnen worden. Die Minimalrate  $a_6$  wird - da die Grundlüftung hygienische Luftbedingungen sicherstellen soll - gleich  $0,5 \text{ h}^{-1}$  gesetzt /105, 106/. In den Gebäudetypen S und E wird von einer maschinellen Grundlüftung ausgegangen. Die Lüftungsrate wird konstant angenommen und ebenfalls gleich  $0,5 \text{ h}^{-1}$  gesetzt /158/.

Im Falle erhöhter Raumtemperaturen wird gemäß Tab. 4:3 eine 50% Abschätzung der Sonneneinstrahlung durch Fenster vorgenommen und - falls zusätzlich die Raumtemperatur oberhalb der Außentemperatur liegt - die Luftwechselrate auf  $10 \text{ h}^{-1}$  erhöht (Zusatzlüftungsrate =  $10 \text{ h}^{-1}$  - Grundlüftungsrate  $n_G$ ). Für die Rolladenbetätigung werden für das Winter- und Sommerhalbjahr typische Öffnungs- und Schließzeiten angenommen. Als internes Lastprofil wird das mittlere Standardprofil für das PEH über das Winterhalbjahr (Okt.-März) gewählt. Im Keller werden keine internen Lasten angenommen (elektrisches Heizsystem, verlustarme fossile Heizung). Der Luftwechsel wird hier gleich Null gesetzt. Die Auswirkung der Annahmen für die Betriebsweise wird in Abschnitt 4.4. untersucht.

#### 4.2.2. Außenklima und Umgebung

Wie Tabelle 4:4 zeigt, kommt das Wetterjahr Hamburg 1973 in seinen Monatsmitteln den langjährigen Werten dieses Ortes nahe /159, 160/. In seinen winterlichen (Tab. 2:3) und sommerlichen Extremen (Tab. 2:4) entspricht es weitgehend den Auslegungsbedingungen nach DIN 4701E /161/ und VDI 2078 /61/.\* Da ferner stündliche Daten für die wichtigsten Wetterelemente verfügbar waren, wird das Wetterjahr Hamburg 1973 daher der Beschreibung des Außenklimas zugrunde gelegt. Der mögliche Einfluß abweichender klimatischer Gegebenheiten wird in 4.3.1. analysiert.

---

\* Die Windgeschwindigkeit  $\bar{w}_{10}$  am kältesten Tag liegt mit  $1,4 \text{ m/s}$  zwar deutlich unter den in DIN 4701E angenommenen Werten ( $2-6 \text{ m/s}$ ), spiegelt jedoch tendenzmäßig die Abnahme der Windgeschwindigkeit mit sinkender Außentemperatur wieder (/159/, /52/ S. 33).

Als Wetterelemente werden die Außenlufttemperatur  $\theta_{aL}$ , die globale, diffuse und langwellige Einstrahlung auf eine horizontale Fläche ( $G, D, L_A$ ) und die Windgeschwindigkeit  $w_{10}$  herangezogen. Die Windgeschwindigkeit  $w_{10}$  wird nach der Formel (A1:3) auf die mittlere Gebäudehöhe ( $z = 1.4 \text{ m}$ ) transformiert. Der Transformationsfaktor ist 0,7.

Die Umgebung des Gebäudes wird als eben und verbauungsfrei angenommen, so daß weitere Abminderungsfaktoren für Windgeschwindigkeit und kurzweilige Einstrahlung entfallen. Der Reflektionsgrad des Bodens wird gleich 0,2 gesetzt (Gras). Für das Erdreich werden die mittleren Werte  $\lambda_E = 1,16 \text{ W/mK}$  (DIN 4701) und  $c_E = 400 \text{ Wh/m}^3$  zugrunde gelegt. Die Grundwassertiefe wird zu  $z_G = 5 \text{ m}$  angenommen. Die Auswirkung dieser Annahmen auf den Jahreswärmebedarf wird in 4.3.2. untersucht.

	Außentemperatur [°C]				Windgeschw. [m/s]				Glob. Einstrahlg. [ $\frac{\text{kWh}}{\text{m}^2}$ ]				Bedeckgsgr. [1/80]				Heizgradtage [°Cd]			
	73	74	75	51-70	73	74	75	51-70	73	74	75	54-70	73	74	75	51-70	73	74	75	51-70
J	1,6	4,2	6,5	0,2	3,5	4,8	4,9	4,8	12	11	16	18	69	67	63	63	570	489	418	616
F	1,6	4,2	2,5	0,1	5,3	4,3	2,8	4,5	25	32	40	40	66	59	53	62	513	442	488	561
M	5,2	4,9	4,5	3,1	4,2	4,6	3,6	4,6	71	75	67	67	49	47	57	57	457	466	480	526
A	5,1	8,1	7,3	7,4	4,9	3,8	3,6	3,7	98	130	94	105	56	34	58	53	444	356	379	377
M	11,9	10,8	11,9	11,7	4,0	3,9	3,9	3,4	143	135	161	141	51	54	51	54	220	276	228	240
J	16,1	14,1	15,9	15,5	3,7	3,6	3,4	3,1	178	157	181	156	42	50	42	52	75	143	80	100
J	17,5	14,4	19,4	16,5	3,6	4,6	3,1	3,2	145	125	168	141	50	60	46	56	34	133	5	66
A	16,6	16,4	21,2	16,1	2,8	2,9	2,8	3,1	150	130	151	119	37	46	33	54	47	69	0	75
S	13,8	13,6	16,5	13,5	3,4	4,3	3,3	3,4	78	76	92	87	52	55	45	50	147	144	51	171
O	7,6	6,9	8,8	9,6	3,2	3,7	3,5	3,9	44	39	44	46	55	66	60	56	384	406	342	320
N	4,1	5,8	4,6	4,9	5,8	5,2	3,6	4,5	24	16	21	21	52	68	60	64	477	423	460	453
D	1,6	5,9	4,1	1,5	5,3	6,3	4,6	4,7	14	9	12	13	59	69	63	65	569	435	492	573
	8,6	9,1	10,3	8,3	4,1	4,3	3,6	3,9	982	935	1047	954	53	56	53	57	3936	3781	3423	4078

Tab. 4:4 Monatliche Mittelwerte charakteristischer Wetterdaten in Hamburg

	Wärmebedarf [kWh]					
	Jahresbedarf			maximaler Tagesbedarf		
	N	S	E	N	S	E
1. Brutto-wärmebedarf (keine internen, keine solaren Lasten*)	57600 (100%)	21700 (100%)	11700 (100%)	342 (100%)	135 (100%)	73 (100%)
2. Nutzung der solaren Lasten allein (N: 7100, S: 5600, E: 4200 kWh/a, keine internen Lasten)	51500 (89%)	17300 (79%)	8600 (74%)	331 (97%)	127 (94%)	67 (92%)
3. Nutzung der internen Lasten allein (N, S, E: 15 kWh/d $\approx$ 5500 kWh/a, keine solaren Lasten)	52400 (91%)	16500 (76%)	6700 (58%)	326 (95%)	120 (89%)	58 (79%)
4. Nutzung interner und solarer Lasten	46500 (81%)	13000 (60%)	4900 (42%)	317 (93%)	112 (82%)	52 (72%)

\* Jedoch unter Berücksichtigung der solaren Einstrahlung auf nicht transparente Bauteile, vgl. Fußnote S. 27.

Tab. 4:5 Wärmebedarf für Grundtypen N, S und E mit und ohne freie Wärmequellen, Hamburg 1973

### 4.2.3. Ergebnisse

#### Einzonenfall

Die Ergebnisse der dynamischen Simulationsrechnungen für die Gebäudegrundtypen N, S und E sind in Bild 4:1 - 4:5 und Tab. 4:5 zusammengefaßt.

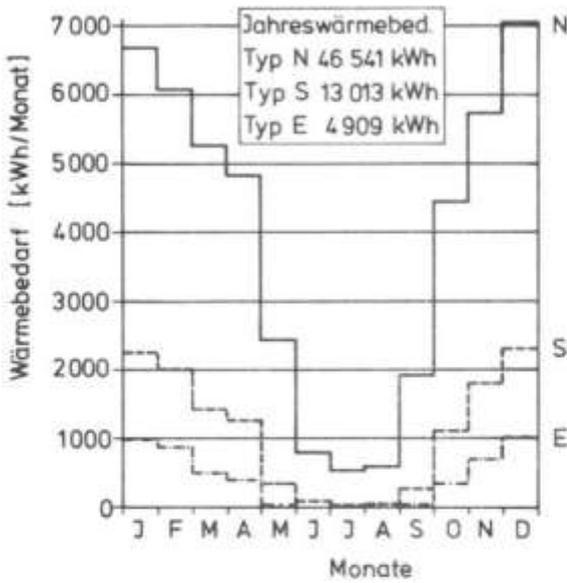


Bild 4:1

Wärmebedarf der Grundtypen N(—), S(- - -), und E(- · - · -), Wetterdaten Hamburg 1973

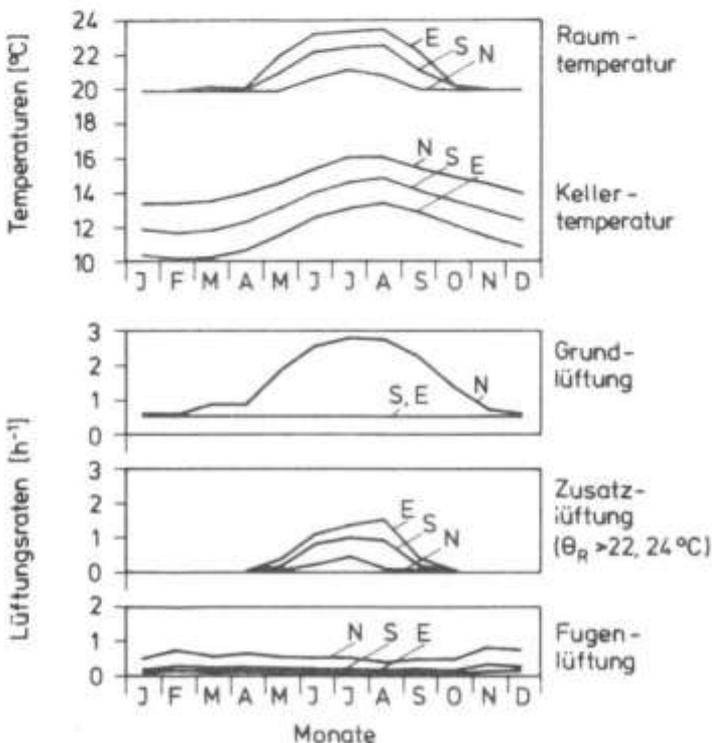


Bild 4:3

Monatsmittelwerte der Raum- und Kellertemperaturen, sowie der Lüftungsraten für die drei Gebäudegrundtypen N, S und E

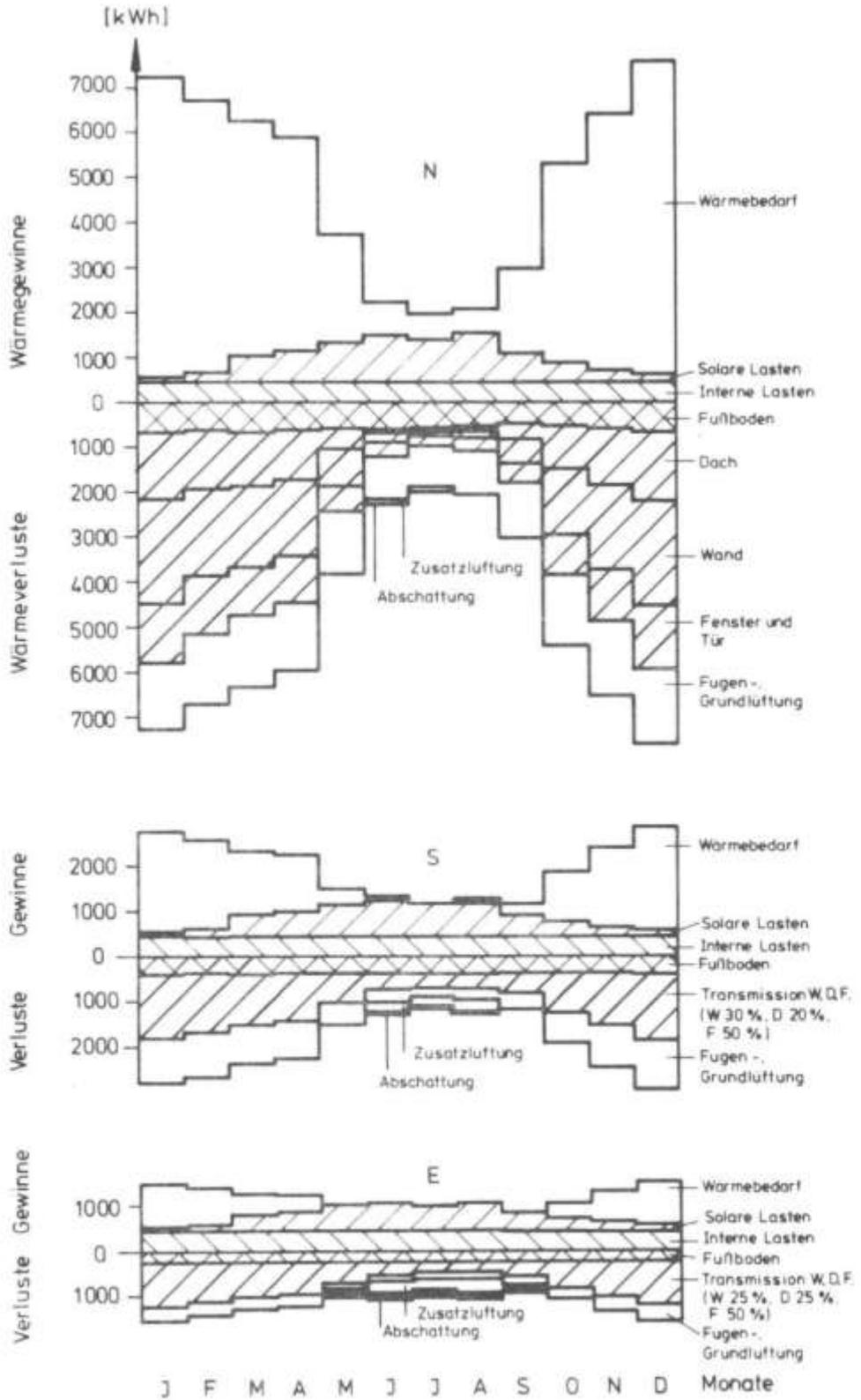


Bild 4:2 Monatliche Energiebilanzen der Gebäudetypen N,S und E, Hamburg 1973

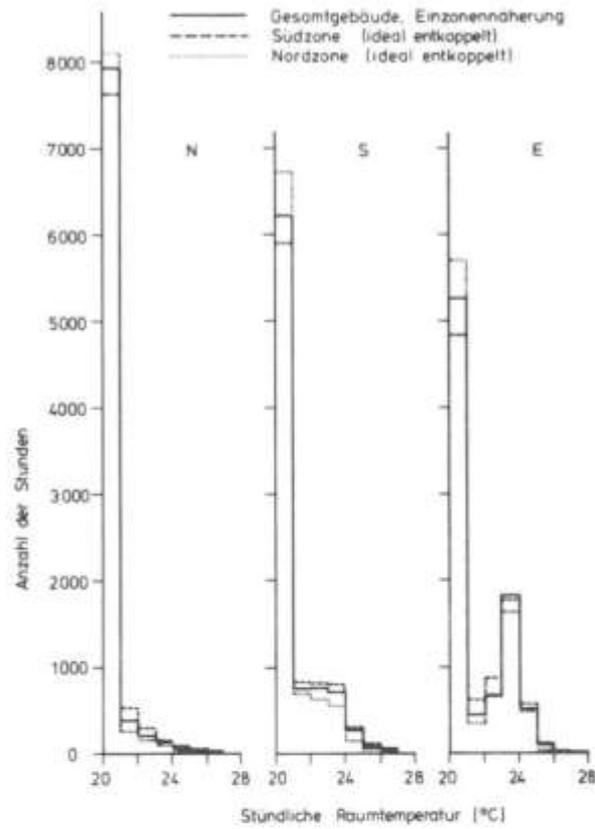


Bild 4.4 Statistik der stündlichen Raumtemperaturen in den Gebäudetypen N, S und E

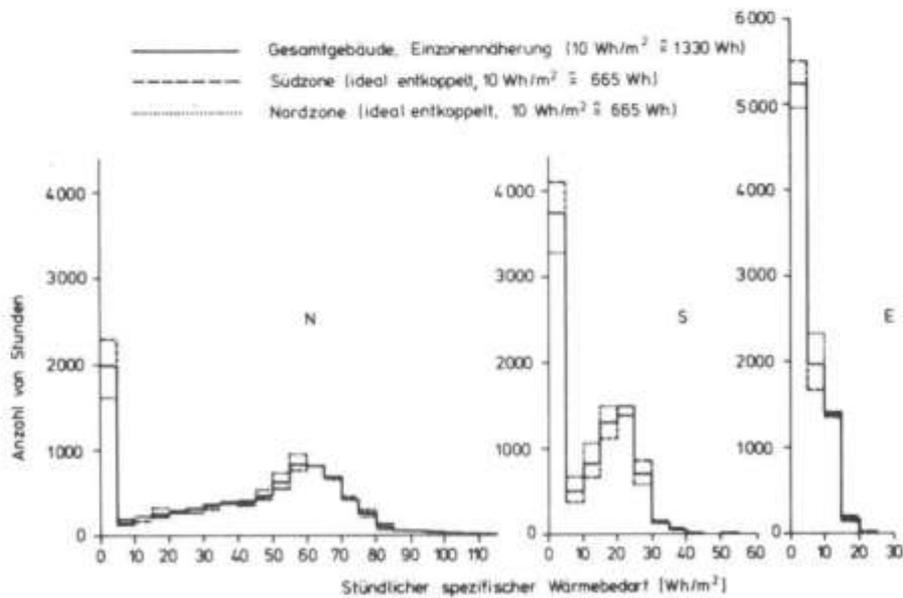


Bild 4.5 Statistik des stündlichen spezifischen Wärmebedarfs der Gebäudetypen N, S und E

Wie Bild 4:1 zeigt, ergeben sich für den Wärmebedarf der drei Grundtypen große Unterschiede. Der Jahreswärmebedarf des Typ N beträgt ca. 46.500 kWh und übertrifft den Bedarf des Typs S (ca. 13.000 kWh) fast um das Vierfache, den Jahreswärmebedarf des Typs E (ca. 5.000 kWh) fast um das Zehnfache. Wie aus der monatlichen Verteilung des Wärmebedarfs hervorgeht, hat der Typ N auch im Sommer einen noch spürbaren Bedarf (500 kWh/Mon.), so daß von einer 12 monatigen Heizperiode gesprochen werden kann. Dagegen ist die Heizperiode im Typ S auf ca. 9 Monate, im Typ E auf ca. 7 Monate verkürzt.

Betrachtet man die monatlichen Energiebilanzen (Bild 4:2), so wird der Grund für diese Unterschiede deutlich. Die Wärmeverluste des Typs S sind im Vergleich zu den Verlusten des Typs N auf ca. 40 % verringert, die des Typs E auf ca. 20 %. Die verbleibenden Wärmeverluste werden zum großen Teil durch "freie Wärme" gedeckt, so daß sich insgesamt eine deutlich höhere Wärmebedarfsverringerung ergibt, als allein aufgrund der die Verluste kennzeichnenden bezogenen Wärmeströme  $U_R$  (Tab. 4:2;  $\bar{U}_R = 605 \text{ W/K}$  für Typ N,  $225 \text{ W/K}$  für Typ S,  $120 \text{ W/K}$  für Typ E) zu erwarten gewesen wäre.

Der effektive Beitrag der freien Wärmequellen kann analog zu 3.5.2. für die drei Gebäudetypen N, S und E quantitativ ermittelt werden (Tab. 4:5). Ohne Nutzung der freien Wärmequellen im Gebäude hätte der Jahreswärmebedarf im Typ N 57600 kWh, im Typ S 21700 kWh und im Typ E 11700 kWh betragen\*, ein Resultat, daß sich ähnlich bei Multiplikation der Heizgradtage /162/ ( $3940 \text{ d}^\circ\text{C}$ ) mit  $\bar{U}_R$  ergeben hätte. Es ergibt sich (vgl. Zeile 1,4), daß die freien Wärmequellen den Jahreswärmebedarf des N, S und E-Typs um 11100 kWh, 8700 kWh bzw. 6800 kWh verringern, was Nutzungsgraden von ca. 90%, 80% bzw. 70% entspricht. Die geringe jährliche Nutzung in den Typen S und E ist Resultat der sich verkürzenden Heizperiode. Trotz des geringen Nutzungsgrades sind jedoch die freien Wärmequellen für den Jahreswärmebedarf der Typen S und E von relativ größerer Bedeutung als im Typ N.

---

\* Hätte man auch in (2:24) G gleich Null gesetzt, i.e. die Strahlungsgewinne der nichttransparenten Bauteile vernachlässigt, so wären diese Bedarfswerte noch höher gewesen.

Die Aufschlüsselung der Wärmeverluste (Bild 4:2) ergibt, daß für Typ N im Winter die Transmissionsverluste durch die Außenwände dominieren, während in den Übergangsmo­naten und im Sommer die Lüftungsverluste den größten Anteil ausmachen. Die Höhe der Lüftungsverluste ist dabei vor allem durch die mit der Außentemperatur steigende Grundlüftungsrate bedingt (Bild 4:3).

Für die Typen S und E liefert auf der Verlustseite die Wärmeleitung durch Fenster den größten Beitrag. Im Sommer gewinnt die Zusatzlüftung an Bedeutung (Bild 4:2, 4:3) und liefert einen wichtigen Beitrag zur Abfuhr überschüssiger freier Wärme. Ein Teil des freien Wärmeangebots wird jedoch bereits durch Abschattung der Fenster unwirksam gemacht. Auf diese Weise ergibt sich im Falle aktiver Kühlung bei  $\theta_R \geq 26^\circ\text{C}$  nur ein Kühlbedarf von wenigen kWh/a - der wegen seiner Kleinheit in Bild 4:2 nicht dargestellt ist. Dies deutet an, daß auf aktive Kühlung bei Durchführung geeigneter "passiver" Maßnahmen unter mitteleuropäischen Wetterbedingungen in Einfamilienhäusern weitgehend verzichtet werden kann.

Im folgenden wird diesem Sachverhalt durch Nullsetzen der maximalen Kühlleistung Rechnung getragen. Die sich hierbei in den Grundtypen ergebende Raumtemperaturverteilung ist in Bild 4:4 als durchgezogene Linie dargestellt. Es zeigt sich, daß die Strategie gegen Raumüberwärmung (Tab. 4:3) besonders in den Typen S und E zu einem deutlichen Abfall der Stundenanzahl oberhalb des zweiten Setzpunktes für passive Maßnahmen von  $24^\circ\text{C}$  führt, so daß die  $26^\circ\text{C}$ -Grenze im Typ N nur an 11h, im Typ S an 30h und im Typ E an 5h überschritten wird. Die stündlichen Temperaturmaxima liegen bei  $26,4^\circ\text{C}$  (Typ N),  $27,8^\circ\text{C}$  (Typ S) bzw.  $26,3^\circ\text{C}$  (Typ E).

Für die Auslegung von Heizanlagen ist der maximale Wärmebedarf über kurze Perioden von Interesse. Das stündliche Maximum liegt im Typ N bei 14,7 kWh, im Typ S bei 5,4 kWh und im Typ E bei 2,9 kWh. Wie die Wärmebedarfsstatistik zeigt (Bild 4:5, durchgezogene Linie), werden diese Werte jedoch nur an wenigen Stunden des Jahres erreicht. Für die Praxis wichtiger ist deshalb der maximale Tagesbedarf, der in allen 3 Gebäuden am 1. Dezember des Jahres bei einer Außentemperatur  $\bar{\theta}_{aL}$  von  $-10,6^\circ\text{C}$ ,

einer Windgeschwindigkeit  $\bar{w}_{10}$  von 1,4 m/s und einer globalen Einstrahlung G von 812 Wh/m<sup>2</sup> erreicht wird. Für die Größe des maximalen Tageswärmebedarfs ergeben sich Werte von 317 kWh (Typ N), 112 kWh (Typ S) und 52 kWh (Typ E) was mittleren Stundenwerten von 13,2 kWh (Typ N), 4,7 kWh (Typ S) und 2,2 kWh (Typ E) oder 90% (Typ N), 86% (Typ S) und 74% (Typ E) des maximalen stündlichen Wärmebedarfs entspricht. Wie Tabelle 4:5 zeigt, spielen auch bei diesen Beträgen interne, wie solare Lasten besonders in den Typen S und E eine wichtige Rolle. Hier liefern die freien Wärmequellen einen Deckungsbeitrag von ca. 20-30%, während ihr prozentualer Beitrag im Typ N mit 7% vergleichsweise gering ist.

### Mehrzonenfall

Die bisher diskutierten Ergebnisse gelten für den Fall, daß das Gebäudeinnere gemäß der Grundannahme des Ein-Kapazitäten-Modells als eine Zone aufgefaßt werden kann, in der durch ideale Umverteilung der Gewinne und Verluste eine einheitliche Raumtemperatur  $\theta_R$  herrscht. Diese Annahme trifft in der Realität naturgemäß nur näherungsweise zu.

Um die Größenordnung möglicher Fehler abzuschätzen, betrachten wir den Grenzfall, in dem das Gebäude aus mehreren völlig entkoppelten Zonen besteht. Jede dieser Zonen kann für sich dann als "Einzonengebäude" mit einer oder mehreren ideal isolierten Seiten angesehen werden, so daß das hier entwickelte Ein-Kapazitäten-Modell zu ihrer Simulation benutzt werden kann. Der mögliche Einfluß zonaler Effekte ergibt sich aus dem Vergleich zum Einzonenfall des Gesamtgebäudes. Die Effekte werden im Realfall generell kleiner als die Abweichungen zwischen diesen Fällen sein, da vor allem die real vorhandene konvektive und konduktive Kopplung der Zonen untereinander oft zu einem nicht unerheblichen Wärmeaustausch führt /102, 163, 164/.

Als einfachster Mehrzonenfall sei hier zunächst ein aus 2 entkoppelten Hälften bestehendes Gebäude betrachtet. Die Aufteilung erfolge längs der Ost-West-Achse in eine Nord- und Südzone. Die Betriebsweise in diesen Zonen sei analog zum Einzonenfall gewählt (Setzpunkte gleich; Volumina, interne Lasten etc. halbiert).

Der resultierende Jahreswärmebedarf, der maximale Tageswärmebedarf und die maximalen Raumtemperaturen in den Gebäudezonen sind in Tabelle 4:6 (Fall (a)) aufgeführt. Zum Vergleich sind ferner die Zonensummen für den Wärmebedarf, sowie die Mittel der Maximaltemperaturen nebst den entsprechenden Werten des Einzonenfalls eingetragen\*.

Die Analyse des Jahreswärmebedarfs (Tab. 4:6) zeigt, daß sich einerseits zwischen Nord- und Südzone zwar Unterschiede von bis zu fast 1100 kWh (Typ N) ergeben, andererseits die Summe des Jahreswärmebedarfs aus beiden Gebäudehälften nur geringfügig vom Jahreswärmebedarf des Einzonenfalls abweicht. Die Differenz beträgt für Typ N 84 kWh/a ( $\hat{=}$  0,2%), für Typ S 120 kWh/a ( $\hat{=}$  1%) und für Typ E 42 kWh/a ( $\hat{=}$  1%). Der maximale Tagesbedarf ist in beiden Gebäudehälften - aufgrund der fast gleichen Wärmeverluste - von ähnlicher Größe. Die Summe der Tagesmaxima weichen von dem Maximum des Einzonenfalls kaum (maximal 1 kWh) ab.

Die stündlichen Wärmebedarfssummen in Nord- und Südzone differieren in stärkerem Maße. Wie Bild 4:5 jedoch erkennen läßt, ist die Stundensummenverteilung des Einzonenfalles durchaus repräsentativ für das zonierte Gebäude und stellt sich näherungsweise als Mittel der Verteilung in den Einzelzonen dar.

Die maximalen Raumtemperaturen liegen in der Südzone zwar über denen der Nordzone (Tab. 4:6), die Differenz beträgt jedoch höchstens 1,4°C (Typ E), was den starken Einfluß der Kontrollstrategie gegen Raumüberwärmung widerspiegelt. Die Maximaltemperaturen der Südzone liegen für Typ N und E - wie man erwartet - über der Maximaltemperatur des Einzonenfalls, im Typ S jedoch darunter. Dieser Abfall der Maximaltemperatur im Typ S ist dadurch bedingt, daß am Tag maximaler Raumtemperatur im Zweizonenfall der

---

\* Zu beachten ist bei einem Vergleich, daß die Summe des Maximalbedarfs beider Zonen größer oder gleich dem Maximum der Zonensummen ist. Gleichheit ist nur dann notwendig gegeben, wenn - wie hier jedoch meist der Fall - der Maximalbedarf in beiden Zonen am selben Tag auftritt. Eine analoge Feststellung kann für das Mittel der maximalen Raumtemperaturen getroffen werden.

Setzpunkt  $\theta_{p1} = 22^\circ\text{C}$  in Kraft ist (wegen Überschreiten der  $26^\circ\text{C}$ -Grenze während der vorausgehenden 24h), während im Einzonnenfall an dem Tag maximaler Raumtemperatur passive Maßnahmen zunächst erst bei  $\theta_{p2} = 24^\circ\text{C}$  ergriffen werden ( $\theta_R < 26^\circ\text{C}$  in den vorausgehenden 24h). Die Mittel der Maxima aus Süd- und Nordzone weichen für Typ N und E nur geringfügig von den Maximaltemperaturen des Einzonnenfalles ab, für Typ S ergibt sich eine Differenz von  $0,7^\circ\text{C}$ . Wie die Temperaturstatistik (Bild 4:4) andeutet, repräsentiert die Einzonnennäherung übers ganze Jahr die mittlere Gebäudeinnentemperatur des vorliegenden Zweizonnen-Grenzfalles.

Zusätzlich zur Nord-Süd-Unterteilung des Gebäudes ist eine Ost-West-Aufteilung (Tab. 4:6 (b)) untersucht worden. Die Jahreswärmebedarfssumme weicht hier nur um bis zu 22 kWh/a (Typ N) vom Jahreswärmebedarf des Einzonnenfalles ab. Die Summe des maximalen Tageswärmebedarfs, wie auch die maximalen Raumtemperaturen der Zonen kommen den entsprechenden Werten des Einzonnenfalles sehr nahe.

Geht man schließlich zu einer Aufteilung in vier entkoppelte Gebäudezonen über, so sind, wie Tabelle 4:6 (Fall (c)) zeigt, die Abweichungen zum Einzonnenfall geringfügig höher als für die Nord-Süd-Unterteilung. Qualitativ ergeben sich jedoch keine neuen Aussagen.

		Jahreswärmebedarf [kWh]			Max. Tageswärmebed. [kWh]			Max. Raumtemp. [ $^\circ\text{C}$ ]		
		N	S	E	N	S	E	N	S	E
1 Zone		46541	13013	4909	317	112	52	26,4	27,8	26,3
2 Zonen	(a) Nord	23848	6780	2615	159,1	55,9	26,1	26,0	26,9	25,7
	Süd	22777	6353	2336	159,1	55,9	25,9	26,7	27,3	27,1
	Summe/Mittel	46625	13133	4951	318	112	52	26,4	27,1	26,4
2 Zonen	(b) West	23322	6534	2451	157,4	55,4	25,4	26,3	27,8	26,3
	Ost	23241	6500	2459	159,1	56,4	26,4	26,4	27,3	26,2
	Summe/Mittel	46563	13034	4910	317	112	52	26,4	27,6	26,3
4 Zonen	(c) Nordwest	11952	3401	1309	79,2	27,6	12,7	25,9	26,9	25,7
	Nordost	11907	3393	1310	79,9	28,3	13,2	26,1	26,6	26,2
	Südwest	11410	3183	1167	79,7	27,6	13,0	26,6	27,3	27,1
	Südost	11376	3175	1170	79,4	28,3	13,2	26,7	27,4	27,2
	Summe/Mittel	46645	13152	4956	318	112	52	26,3	27,1	26,6

Tab. 4:6 Jahreswärmebedarf, maximaler Tageswärmebedarf und maximale Raumtemperaturen für entkoppelte Gebäudezonen in den Grundtypen N, S und E, Hamburg 1973.

Die zonalen Effekte in den untersuchten Fällen sind daher insgesamt so klein, daß sie für die bisher gemachten Grundaussagen des Ein-Kapazitäten-Modelles für das Gesamtgebäude vernachlässigt werden können. Ein größerer Einfluß der Gebäudezonierung ist jedoch unter anderen Betriebsbedingungen, sowie bei verschiedener Zuordnung der Wärmekapazität und Wärmegewinne oder -verluste zu den Zonen durchaus möglich. Er wird in den Abschnitten 4.4. und 4.5. untersucht.

#### 4.3. Einfluß der Umgebungsbedingungen

##### 4.3.1. Meteorologische Bedingungen

Das Wetterjahr Hamburg 1973 entspricht in seinen monatlichen Mittelwerten in etwa den langjährigen klimatologischen Mitteln. Um den Einfluß verbleibender Abweichungen zu erfassen, sowie die Auswirkung des unterschiedlichen Wettergeschehens in verschiedenen Jahren und an verschiedenen Orten abzuschätzen, sind jedoch zusätzliche Untersuchungen erforderlich, deren Ergebnisse in diesem Abschnitt diskutiert werden.

Zunächst sei der Jahreswärmebedarf der drei Gebäudetypen N, S, und E zu verschiedenen Jahren (1973, 1974, 1975) in Hamburg sowie an verschiedenen Orten (Hamburg, Trier, Freiburg) während eines festen Jahres (1973) betrachtet (Bild 4:6 a,b). Es zeigt sich, daß die Schwankungen im Jahreswärmebedarf an einem Ort von derselben Größe sein können, wie die Schwankungen, die sich aus einer Änderung des Ortes ergeben. Im vorliegenden Fall erreichen sie ca. 20% vom Jahreswärmebedarf für das N-Haus und ca. 30% für die Häuser S und E. Im Vergleich zu den durch die Wärmedämmstandards bestimmten Bedarfsunterschiede sind diese Schwankungen klein. Entscheidend für die Höhe des Wärmebedarfs ist also primär der wärmetechnische Standard des Gebäudes. Lokale oder jahresbedingte Variationen im Wettergeschehen sind von sekundärem Einfluß.

Eine Empfindlichkeitsanalyse (Tab. 4:7) zeigt, daß die Orts- und Jahresvariation des Wärmebedarfs vorwiegend durch Temperaturunterschiede bestimmt werden. Die Schwankungen in der Windgeschwindigkeit und in der kurzwelligen Jahreseinstrahlung spielen ebenfalls eine nicht zu

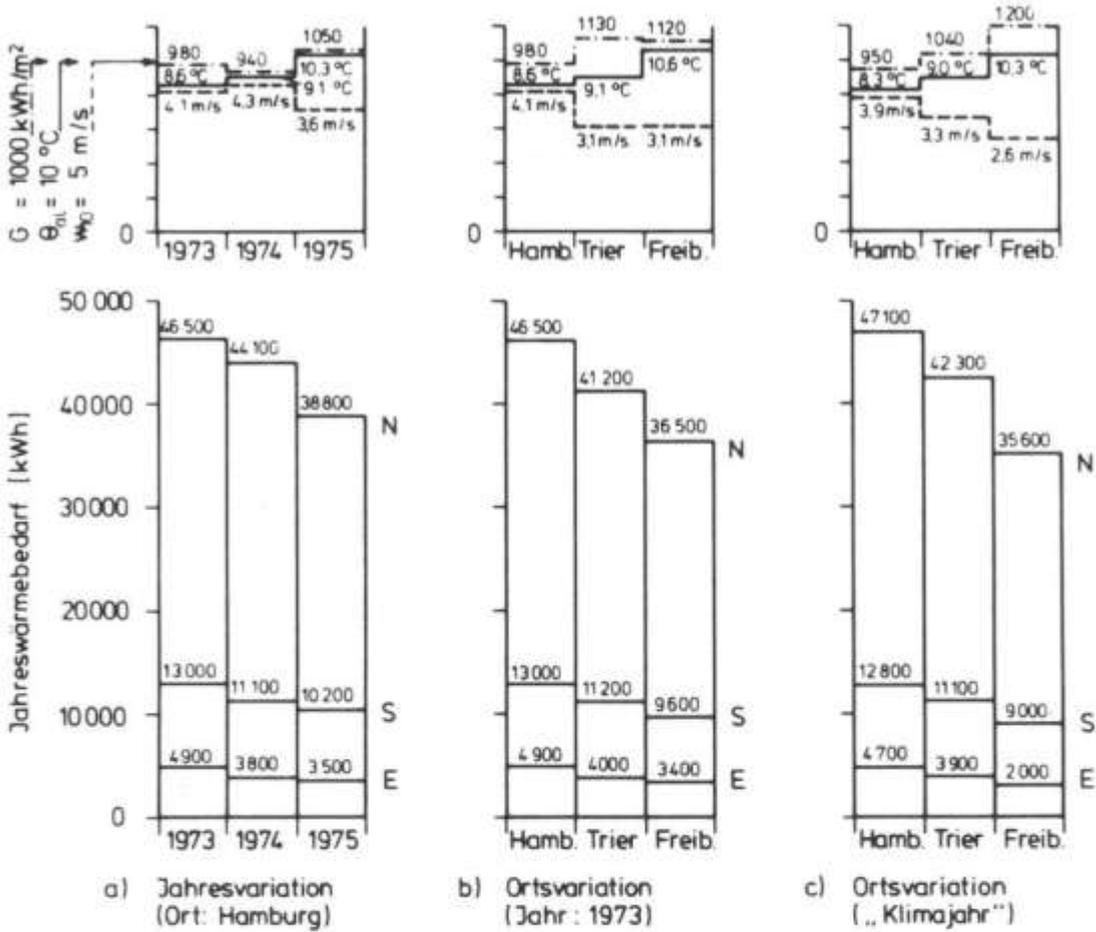


Bild 4.6 Orts- und Jahresvariation vom Jahreswärmebedarf der Gebäudetypen N, S und E im Vergleich zur mittleren Außentemperatur  $\theta_{al}$  (—), Windgeschwindigkeit  $w_{10}$  (---) und der globalen Einstrahlung  $G$  (---).

* Jahresänderung der Wetterdaten	Änderung des Jahreswärmebedarfs [kWh]		
	N	S	E
$\Delta\theta_{al} = +1^\circ\text{C}$	- 4700	- 1400	- 600
$\Delta w_{10} = +1 \text{ m/s}$	+ 1600	+ 600	+ 300
$\Delta G = +100 \text{ kWh}$	- 900	- 300	- 200
$\Delta c = +1/80$	- 70	- 20	- 10

\* Diese Änderungen werden durch Variation der stündlichen Wetterdaten gemäß

- (1)  $\theta_{al} \rightarrow \theta_{al} + 1^\circ\text{C}$
- (2)  $w_{10} \rightarrow w_{10} \cdot f, f = (4,1 \text{ m/s} + 1 \text{ m/s})/4,1 \text{ m/s}$
- (3)  $G \rightarrow G \cdot f, f = (982 \text{ kWh} + 100 \text{ kWh})/982 \text{ kWh}$
- (4)  $c \rightarrow c + 1/80, 0 \leq c \leq 1$

erzielt.

Tab. 4:7

Empfindlichkeit des Jahreswärmebedarfs der Gebäudetypen N, S, E gegenüber Variation der Wetterdaten, Hamburg 1973

vernachlässigende Rolle. Dagegen sind Unterschiede im Bedeckungsgrad generell von nur geringerer Bedeutung. Letzteres heißt natürlich nicht, daß die langwellige, bedeckungsgradabhängige Einstrahlung durch die Schwarzkörperapproximation ersetzt werden darf (täte man dies, so ergäbe sich - wie eine Zusatzrechnung zeigt - eine Wärmebedarfsunterschätzung von ca. 5% für die Typen N, S und E).

Die Ergebnisse der Empfindlichkeitsanalyse könnten dazu benutzt werden, den Jahreswärmebedarf an den drei Orten für klimatisch mittlere Wetterbedingungen grob abzuschätzen. Genauere Aussagen (Fehler ca. 1% - 2% des Jahreswärmebedarfs) erhält man bei Anwendung des Verfahrens nach A4, das sich monatlicher Korrekturfaktoren bedient. Die Resultate dieses Verfahrens sind in Bild 4:6 c zusammen mit den "Jahresklimadaten" dargestellt. Es zeigt sich, daß die Abweichungen des Jahreswärmebedarfs 1973 vom Jahreswärmebedarf im "Klimajahr" in Hamburg, Trier und Freiburg für alle 3 Gebäudetypen gering sind. Die Eignung des Jahres 1973 als "Referenzjahr" für den Jahreswärmebedarf wird hiermit bekräftigt.

Zum Abschluß dieses Paragraphen sei der Einfluß der Orts- und Jahresvariation auf den maximalen Tageswärmebedarf und die maximale stündliche Raumtemperatur untersucht. Wie Tabelle 4:8 zeigt, ist die örtliche Variation dieser Kenngrößen verhältnismäßig gering (ca. 10-20 % im maximalen Tageswärmebedarf, 0,1 - 0,8°C in den maximalen Raumtemperaturen). Dagegen ist ihre Variation über die hier betrachteten Jahre 1973, 1974 und 1975 in Hamburg beträchtlich. Der maximale

		Max. Tageswärmebedarf [kWh]			Max. Raumtemperatur [°C]		
		N	S	E	N	S	E
Hamburg	73	317	112	52	26,4	27,8	26,3
Hamburg	74	246	84	38	24,8	26,0	25,5
Hamburg	75	235	78	36	29,0	28,8	27,6
Trier	73	317	108	51	26,5	27,5	26,5
Freiburg	73	280	93	40	26,7	28,1	26,7

Tab. 4:8 Orts- und Jahresvariation des maximalen Tagesbedarfs und der maximalen stündlichen Raumtemperatur für die Gebäudetypen N, S und E

Tageswärmebedarf liegt 1974 und 1975 - bedingt durch ungewöhnlich milde Winter (Tab. 4:4) - um ca. 20-30% unter den Werten des Jahres 1973. Die maximalen Raumtemperaturen unterschreiten 1974 die Werte des Jahres 1973 um 0,8 - 1,8°C (sehr kühler Sommer, vgl. Tab. 4:4), während 1975 um 1,0 - 2,6°C höhere Maxima angetroffen werden (sehr warmer August). Daß Schwankungen dieser Art möglich sind, sollte daher stets im Auge behalten werden, auch wenn die zugrunde gelegten Wetterbedingungen den als typisch angesehenen Normverläufen ähnlich sind.

#### 4.3.2. Bodenbedingungen

Der Einfluß der Bodenbedingungen auf den Jahreswärmebedarf wird hier mittels einer Empfindlichkeitsstudie untersucht. In Bild 4:7 sind die Ergebnisse für einen weiten Variationsbereich des Bodenreflektionsgrades  $\rho$ , der Wärmeleitfähigkeit des Erdreichs  $\lambda_E$  und der Grundwassertiefe  $z_G$  (von der Erdoberfläche ab gerechnet) aufgetragen. Die in der Praxis (im allgemeinen) anzutreffenden Bereiche sind entsprechend markiert.

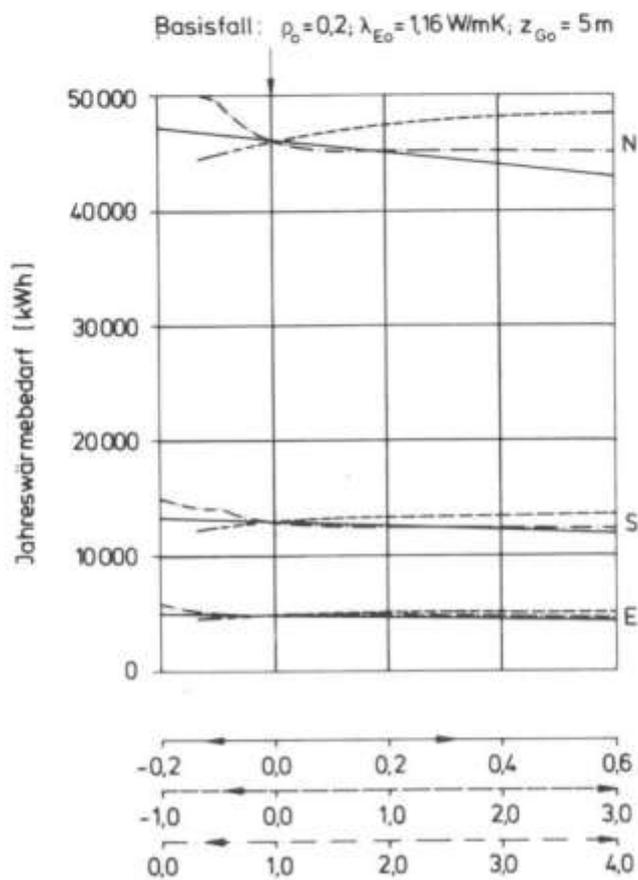


Bild 4:7

Empfindlichkeit des Jahreswärmebedarfs der Gebäudetypen N, S und E gegenüber Variation des Bodenreflektionsgrades  $\rho$  (—), der Wärmeleitfähigkeit des Erdreichs  $\lambda_E$  (-----) und der Grundwassertiefe  $z_G$  (-.-.-)

Den größten Einfluß hat die Variation der Grundwassertiefe. Bei Anhebung des Niveaus von  $z_{G0} = 5$  m auf das Kellerbodenniveau von  $z_G = 2,6$  m ( $z_G/z_{G0} = 1,92$ ) ergibt sich für alle 3 Gebäudetypen eine Steigerung des Jahreswärmebedarfs um ca. 10%. Eine Absenkung auf eine Tiefe von mehr als 5 m führt dagegen nur zu einer geringfügigen Verringerung des Bedarfs. Hält man die Grundwassertiefe fest und vergrößert die Wärmeleitfähigkeit von  $\lambda_{E0} = 1,16$  W/mK auf  $\lambda_E = 4$  W/mK - ein Wert der als effektive Leitfähigkeit beispielsweise am PEH angetroffen wird -so erhöht sich der Wärmebedarf um bis zu ca. 5%. Eine Reduzierung von  $\lambda_E$  auf 0,5 W/mK (trockenes Erdreich) führt zu einer Einsparung derselben Größenordnung. Die Variation des Bodenreflektionsgrades geht über die Variation der Strahlungslufttemperaturen der Wände und die Variation der Sonneneinstrahlung durch Fenster (solare Lasten) in die Wärmebilanz ein. Eine Variation um  $\pm 0,1$  führt zu einer 1% bis 2% Änderung im Jahreswärmebedarf der betrachteten Gebäude.

Der Einfluß der Wärmekapazität  $c_E$  des Erdreiches auf den Jahreswärmebedarf ist im vorliegenden Fall sehr schwach ( $\sim 100$  kWh/a) und deshalb in Bild 4:7 nicht dargestellt. Die geringe Empfindlichkeit des Jahreswärmebedarfs gegenüber dieser Größe beruht darauf, daß zum einen die Wärmekapazität nur die zeitliche Temperaturverteilung der Kellertemperaturen, aber nicht deren mittleres Niveau berührt. Ferner wird die Temperaturverteilung selbst hier nur geringfügig verändert, da wegen der geringen Grundwassertiefe und der schlechten Kellerbodendämmung die Ankopplung an das Grundwasser stark ist.

Der Einfluß der Bodenparameter auf den maximalen Tageswärmebedarf, wie auf die maximalen Raumtemperaturen ist schwach. Die Bedarfsvariation liegt in den betrachteten Fällen unterhalb von  $\pm 3\%$ , die Raumtemperaturmaxima ändern sich nur weniger als  $\pm 0,5^\circ\text{C}$ .

#### 4.4. Einfluß des Gebäudesbetriebes

Die Art des Gebäudebetriebs hängt stark von den Anforderungen und Gewohnheiten der Benutzer ab und beeinflusst den Energiehaushalt in erheblichem Maße /76, 165, 166/. Aus diesen Gründen ist zu analysieren, welche Aus-

wirkung die hier gewählten Annahmen bezüglich des Benutzerverhaltens auf Wärmebedarf und Raumklima der ausgewählten Gebäudetypen haben. Da verschiedene Maßnahmen dem Gebäude lokal aufgeprägt werden, ist ferner der Einfluß der Einzonennäherung für das Gebäude abzuschätzen.

Die Untersuchung in den folgenden Abschnitten erstreckt sich auf die Grundlüftung, die erhöhte Lüftung und Abschattung gegen Raumüberwärmung, den Heizungsbetrieb (Heiztemperaturen, Auslegung) und die internen Lasten. Ferner wird der Kellerbetrieb (Lüftung und Wärmeproduktion) in seinem Einfluß auf den Wärmebedarf des Gebäudes betrachtet.

#### 4.4.1. Grundlüftung

Um den Einfluß der Grundlüftungsrate  $n_G$  (Def. S. 35, 36) auf den Jahreswärmebedarf der drei Grundtypen N, S und E zu studieren, ist  $n_G$  variiert worden, wobei für Typ N die Proportion zwischen den Lüftungskoeffizienten  $a_3$ ,  $a_4$ ,  $a_5$  und  $a_6$  (vgl. Tab. 4:3) zunächst konstant gelassen wurde. Zusätzlich wurden für alle drei Gebäude Rechnungen unter Annahme übers Jahr konstanter Grundlüftungsraten ohne Wärmerückgewinnung durchgeführt. Die Resultate für den Jahreswärmebedarf sind in Bild 4:8, bezogen auf die über das Jahr gemittelten Grundlüftungsraten, aufgetragen.

Wie aus Bild 4:8 hervorgeht, besteht eine fast lineare Beziehung zwischen mittlerer Grundlüftungsrate  $\bar{n}_G$  und dem Jahreswärmebedarf  $Q_H$ . Betrachtet man zunächst die zeitlich konstanten Lüftungsraten ohne Wärmerückgewinnung, so zeigt sich, daß ein einfacher Luftwechsel in etwa einem Jahreswärmebedarf von 8000-10000 kWh äquivalent ist (Typ N:  $9800 \text{ kWh/h}^{-1} < \Delta Q_H / \Delta \bar{n}_G < 9900 \text{ kWh/h}^{-1}$ , Typ S:  $9100 \text{ kWh/h}^{-1} < \Delta Q_H / \Delta \bar{n}_G < 9800 \text{ kWh/h}^{-1}$ , Typ E:  $8200 \text{ kWh/h}^{-1} < \Delta Q_H / \Delta \bar{n}_G < 9600 \text{ kWh/h}^{-1}$ ). In dieser Spanne liegt mit 9400 kWh auch der Lüftungswärmebedarf, der sich bei Multiplikation des bezogenen Wärmestroms für einfachen Luftwechsel (101 W/K) mit den Heizgradtagen für Hamburg 1973 (3940d°C) ergibt. Das höhere Ergebnis für Typ N ist dadurch begründet, daß ein Wärmebedarf im allgemeinen auch oberhalb der der Heizgradtagzahl zugrundeliegenden Grenztemperatur von 15°C vorliegt. Dagegen sinkt für die Typen S und E die tatsächliche Heizgrenztemperatur bei abnehmenden Lüftungsraten im Mittel unter 15°C

ab. Im Typ E decken beispielsweise allein die internen Lasten bei Lüftungsraten  $n < 0,2$  den Wärmebedarf bei  $\theta_{aL} \approx 15^\circ\text{C}$  voll ab. Da jedoch die Zahl der Heizgradtage, die zwischen  $15^\circ\text{C}$  und einer um wenige Grade verschiedenen Temperatur liegen, relativ klein ist, sind die Abweichungen der Simulationsergebnisse zum Gradtagresultat gering. Die Änderung des Jahreswärmebedarfs bei Änderung der Lüftungsrate kann daher für einen konstanten Luftwechsel ohne Wärmerückgewinnung mit der Heizgradtagmethode für alle 3 Gebäudetypen auf ca.  $\pm 10\%$  abgeschätzt werden.

Ein konstanter Luftwechsel mit einem Wärmerückgewinnungsgrad  $\eta_{WR}$  aus der Abluft ist einem um  $\eta_{WR}$  reduzierten Luftwechsel energetisch äquivalent. Der 0,5 fache Luftwechsel im Typ E (Basisfall) entspricht daher einem 0,1 fachen Luftwechsel ohne Wärmerückgewinnung oder einem "effektiven Lüftungswärmebedarf" (i.e.  $Q_H - Q_H(\bar{n}_G=0)$ ) von ca. 830 kWh/a (Bild 4:8). Der Vergleich zum Fall ohne Wärmerückgewinnung (siehe auch Typ S) zeigt den Wert der Wärmerückgewinnungsmaßnahmen (Einsparung ca. 3500 kWh/a - excl. Hilfsenergien).

Betrachtet man nun den Typ N, so zeigt sich, daß der fast 1,5 fache Luftwechsel im Jahresmittel energetisch einem ca. 0,9 fachen konstanten Luftwechsel gleichkommt. Diese Tatsache ist durch die relativ hohen Lüftungs-raten bei warmer Witterung und die niedrigen Lüftungs-raten bei kaltem Wetter bedingt (vgl. Bild 4:3). Der effektive Grundlüftungswärmebedarf beträgt ca. 9000 kWh und weist auf ein relativ hohes Einsparpotential bei Änderung der Benutzergewohnheiten oder Einführung kontrollierter maschineller Belüftung hin. Eine Empfindlichkeitsstudie (Bild 4:9) macht den Einfluß der Einzelparameter deutlich. Demgemäß kommt dem Temperaturkoeffizienten  $a_4$  (= Anstieg der Luftwechselrate pro K Außenlufttemperatur) die größte Bedeutung zu. Reduziert man den Anstieg der Lüftungsrate pro Grad Außenlufttemperaturzuwachs auf die Hälfte, so ließe sich eine Einsparung von knapp 3000 kWh/a erzielen.

Eine Untersuchung der monatlichen Verteilung des Wärmebedarfs zeigt (Bild 4:10), daß sich die zeitlich variable Fensterlüftung ausgleichend auf die Wärmebedarfsunterschiede zwischen Sommer und Winter auswirkt. Diese Tatsache ist für den Jahreswirkungsgrad wetterabhängiger Energiesysteme (Solaranlagen) wie auch für die Heizungsauslegung von Bedeutung.

Die Berechnung des maximalen täglichen Wärmebedarfs ergibt, daß für die konstante Luftwechselrate von 0,91 eine Bedarfserhöhung um ca. 10% (30 kWh/d) gegenüber der variablen Lüftungsrate mit gleichem Jahresmittel eintritt.

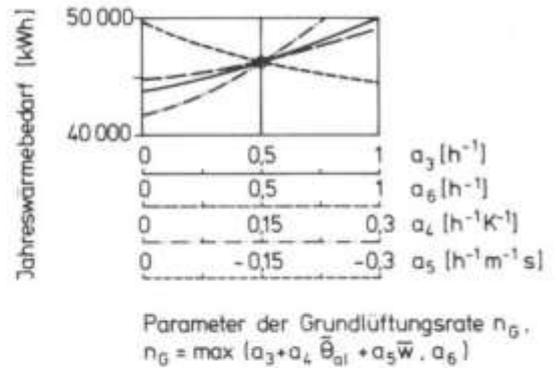
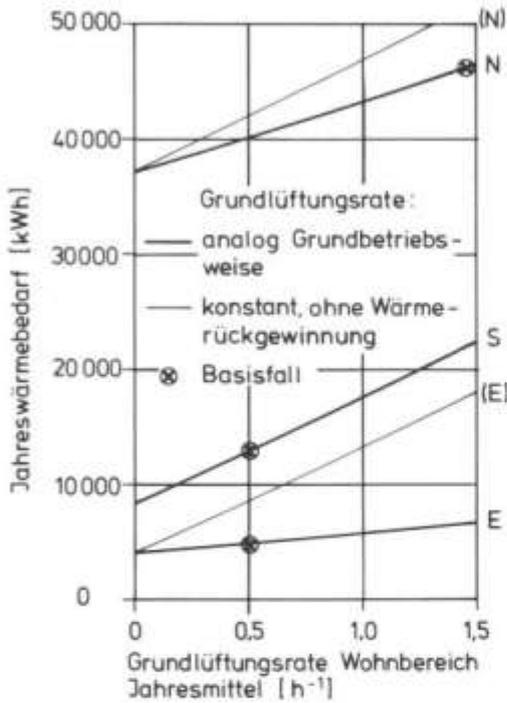


Bild 4:9 Empfindlichkeit des Jahreswärmebedarfs gegen Variation der Parameter der Grundlüftungsrate  $n_G$  für Gebäudetyp N

Bild 4:8 Jahreswärmebedarf der Gebäudetypen N, S und E als Funktion der mittleren Grundlüftungsrate

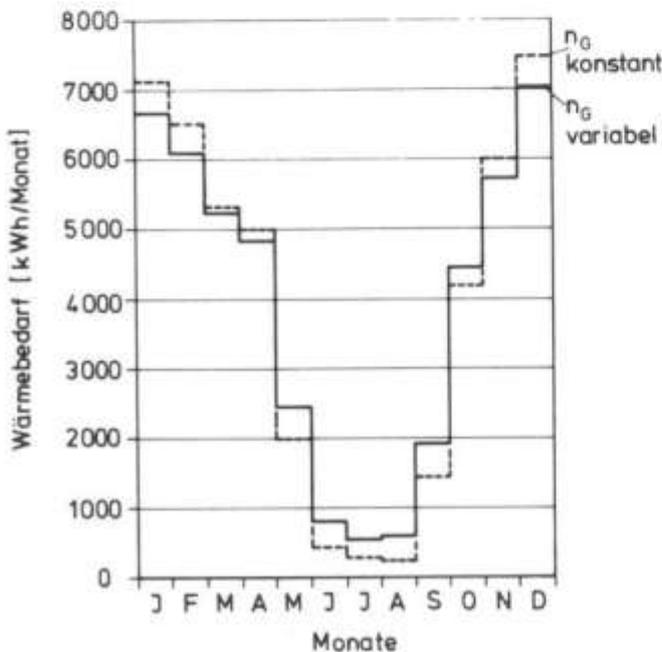


Bild 4:10

Monatlicher Wärmebedarf des Gebäudetyps N mit variabler wetterabhängiger Grundlüftungsrate (—) und konstanter Grundlüftungsrate (- - -)

Analysiert man die Abhängigkeit des maximalen Tageswärmebedarfs von der Grundlüftungsrate, so ergeben sich folgende Resultate: Für konstante Raten steigt der Maximalbedarf bis  $n_G = 0,43 \text{ h}^{-1}$  (Typ N),  $n_G = 0,19 \text{ h}^{-1}$  (Typ S),  $n_G = 0,04 \text{ h}^{-1}$  (Typ E) mit 49 kWh pro Luftwechsel linear an und erhöht seinen Anstieg danach linear um 74 kWh pro Luftwechsel. Die unterschiedlichen Anstiege sind dadurch begründet, daß bei niedrigen Grundluftwechselraten der Maximalbedarf an einem wärmeren Tag ( $\bar{\theta}_{aL} = -0,3^\circ\text{C}$ ) mit hohen Windgeschwindigkeiten ( $\bar{w}_{10} \approx 10 \text{ m/s}$ ) zustande kommt, während bei höheren Grundluftwechselraten der kälteste Tag ( $\bar{\theta}_{aL} = -10,6^\circ\text{C}$ ) den Maximalbedarf ergibt. Diese Ergebnisse weisen auf die Bedeutung der Windgeschwindigkeit für die Wahl der Auslegungsbedingungen und deren Abhängigkeit vom Gebäude- und Betriebsstandard hin.

Betrachtet man den Einfluß der Grundlüftungsrate auf die maximalen Raumtemperaturen, so ergibt sich bei Festhalten der speziellen Kontrollstrategie gegen Raumüberwärmung (Tab. 4:3) ein leichter Anstieg der Maxima mit zunehmender Lüftungsrate (für das Wetterjahr Hamburg 1973 ca.  $0,3^\circ\text{C}$  pro Luftwechsel), da die Außenlufttemperaturen zur fraglichen Zeit über den Raumtemperaturmaxima liegen. Die Auswirkung der Kontrollstrategie gegen Raumüberwärmung wird im nächsten Paragraphen diskutiert.

Zum Abschluß dieses Paragraphen soll der Einfluß der räumlichen Verteilung der Grundlüftungsrate analysiert werden. Zu diesem Zweck sind Simulationsrechnungen getrennt für eine entkoppelte Nord- und eine entkoppelte Südhälfte des Gebäudes mit variierender Aufteilung der Grundlüftungsrate auf die beiden Gebäudezonen durchgeführt worden. Die Ergebnisse dieser Zweizonenfälle sind für die 3 Gebäudetypen N, S und E im Vergleich zu den Resultaten des Einzonenfalles in Tab. 4:9 dargestellt. Es zeigt sich, daß trotz zum Teil erheblicher Unterschiede im Jahreswärmebedarf zwischen Nord- und Südzone die Summe aus beiden Bereichen dem Wärmebedarf des Einzonenfalles nahekommt. Schreibt man 100% der Grundlüftungsrate der Nordzone zu (ungünstigster Fall), so erreicht die Abweichung zum Einzonenfall ca. 1% (460 kWh/a) für Typ N, 2,5% (320 kWh/a) für Typ S und 2% (80 kWh/a) für Typ E. Betrachtet man die maximalen stündlichen Raumtemperaturen, so ergeben sich die größten Abweichungen zwischen Süd- und Nordzone, wenn man die Südzone mit 100% der Grundlüftungsrate beaufschlagt. Die Differenzen betragen dann  $2^\circ\text{C}$  für

Typ N, 0,9°C für Typ S und 1,6°C für Typ E. Die Mittelwerte aus Nord- und Südzone sind für jeden Haustyp annähernd konstant und stimmen bis auf den Fall des Typ S (Abweichungen bis zu 0,7°C, vgl. 4.2.3.) auf ± 0,1°C mit dem Temperaturmaximum des Einzonenfalles überein.

Typ	Zonen (entkoppelt)	*Grundlüftungs- rate (%)			Jahreswärmebedarf (kWh)			Maximaltemperatur (°C)		
		Nord	Süd	Mittel	Nord	Süd	Mittel	Nord	Süd	Mittel
Typ N	2 Zonen (entkoppelt)	0	100	100	19177	27528	46705	25,3	27,3	26,3
		50	50	100	23848	22777	46625	26,0	26,7	26,4
		100	0	100	28665	18331	46996	26,7	25,9	26,3
	1 Zone	./.	./.	100	./.	./.	46541	./.	./.	26,4
Typ S	2 Zonen (entkoppelt)	0	100	100	4451	8690	13141	26,8	27,7	27,3
		50	50	100	6780	6353	13133	26,9	27,3	27,1
		100	0	100	9199	4133	13332	27,2	27,4	27,3
	1 Zone	./.	./.	100	./.	./.	13013	./.	./.	27,8
Typ E	2 Zonen (entkoppelt)	0	100	100	2192	2751	4943	25,6	27,2	26,4
		50	50	100	2615	2336	4951	25,7	27,1	26,4
		100	0	100	3057	1932	4989	25,7	27,1	26,4
	1 Zone	./.	./.	100	./.	./.	4909	./.	./.	26,3

\*100% =  $n_G$  (Grundbetriebsweise) \* 300 m<sup>3</sup>/h, Grundbetriebsweise siehe Tab. 4:3

Tab. 4:9 Jahreswärmebedarf und maximale Raumtemperaturen der Gebäudetypen N, S und E in Abhängigkeit von der räumlichen Verteilung der Grundlüftungsrate, Hamburg 1973

#### 4.4.2. Maßnahmen gegen Raumüberwärmung

Wie in Paragraph 4.2.3. angedeutet, wird bei der Grundbetriebsweise (Tab. 4:3) eine Raumerwärmung unter sommerlichen Wetterbedingungen weitgehend dadurch vermieden, daß bei Erhöhung der Raumtemperatur ein Teil der einfallenden Sonneneinstrahlung abgeschattet und die Grundlüftungsrate - falls die Raumtemperatur die Außentemperatur übersteigt - auf einen 10-fachen Außenluftwechsel angehoben wird. Es stellt sich hier die Frage, welche Auswirkung auf die Raumtemperatur die Maßnahmen im einzelnen haben und wie empfindlich die Raumtemperatur auf Änderungen der Regelstrategie reagieren. Da Raumüberwärmung im Gebäude häufig lokal verstärkt auftritt /43, 70, 71/, ist die Größe einer möglichen lokalen

Erwärmung im Vergleich zur Erwärmung im Gebäudedurchschnitt hierbei von besonderem Interesse.

Zunächst gehen wir von dem unzonierten Gebäude aus und berechnen die jährliche Raumtemperaturverteilung unter der Annahme, daß weder Grundlüftung, noch Zusatzlüftung, noch Abschattung betrieben werden. Die Raumtemperaturmaxima und die Anzahl der Stunden mit einer Raumtemperatur  $\theta_R$  von über  $26^\circ\text{C}$  sind in Säulendiagrammen a, c, e und g, i, k von Bild 4:11 mit einer gestrichelten Markierung eingetragen. Wie Bild 4:11 c, e zeigt, treten insbesondere in den leichten, gut wärmegeprägten Gebäuden S und E Temperaturen von bis zu  $34,5^\circ\text{C}$  bzw.  $35,9^\circ\text{C}$  auf. Auch im schweren, schlecht gedämmten Typ N (Bild 4:11a) erreichen die Raumtemperaturen  $28,3^\circ\text{C}$ . Die  $26^\circ\text{C}$ -Grenze wird in 220 (Typ N) bis zu 2710 (Typ E) Stunden überschritten.

Zur Abschätzung lokaler Effekte unterteilen wir nun das Gebäude analog zu Abschnitt 4.2.3. in zwei ideal entkoppelte nach Norden bzw. Süden orientierte Hälften, und berechnen die Raumtemperaturverteilung. Die Analyse der Ergebnisse (Bild 4:11, a, c, e und g, i, k, durchgezogene Linien) zeigt, daß die Raumtemperaturen in der Südhälfte bis auf  $29,3^\circ\text{C}$  (Typ N),  $36,9^\circ\text{C}$  (Typ S) und  $38,6^\circ\text{C}$  (Typ E) ansteigen, während die Temperaturen in der Nordzone  $27,3^\circ\text{C}$ ,  $32,1^\circ\text{C}$  bzw.  $33,7^\circ\text{C}$  erreichen. Angemerkt sei, daß die Mittelwerte der Maxima in Nord- und Südzone den Maxima im ideal gekoppelten Gebäude annähernd gleich sind (vgl. 4.2.3, Fußnote S. 130).

Wird nun der Grundlüftungsbetrieb für die Gebäude N, S, E eingeführt, so tritt eine Reduzierung der Temperaturmaxima um 1 bis  $3^\circ\text{C}$  auf (Bild 4:11 b, d, f;  $a_7=0$ ). Die Temperaturen im S und E-Typ liegen dabei jedoch immer noch weit außerhalb des Komfortbereichs. Hebt man dagegen die Lüftungsrate  $n$  bei erhöhter Raumtemperatur über  $n_G$  an (i.e.  $n=a_7 > n_G$ , Strategie vgl. Tab. 4:3), so läßt sich die maximale Raumtemperatur in diesen Gebäuden zunächst stark reduzieren. Allerdings zeigt sich (Bild 4:11 d, f, j, l), daß bereits bei  $n=a_7 \approx 3\text{h}^{-1}$  und Raumtemperaturen von ca.  $30^\circ\text{C}$  in den idealisierten Südzonen der Typen S und E der Eintritt in einen Sättigungsbereich beginnt. Für  $n = 10\text{h}^{-1}$  werden in der Südzone  $29,6^\circ\text{C}$  (Typ S) und  $27,6^\circ\text{C}$  (Typ E) erreicht, bei idealem inneren Wärmeaustausch  $28,2^\circ\text{C}$  (Typ S) und  $26,8^\circ\text{C}$  (Typ E). Die Temperatur von  $26^\circ\text{C}$  wird

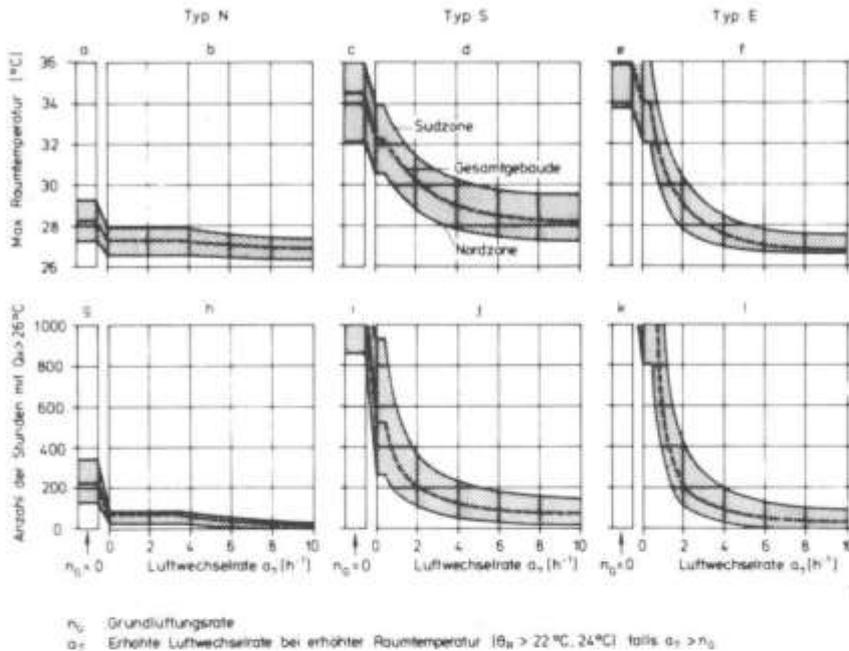


Bild 4.11 Raumüberwärmung in den Gebäudetypen N, S und E in Abhängigkeit von den Belüftungsmaßnahmen (Abschattungsfaktor  $f = 0$ )

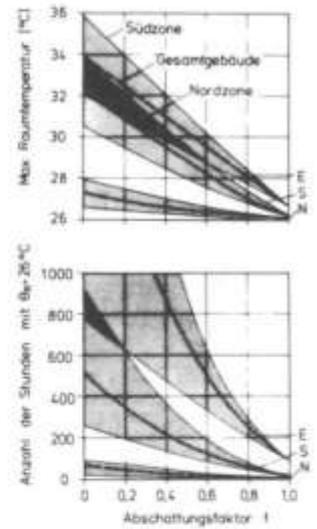


Bild 4.12 Raumüberwärmung in den Gebäudetypen N, S und E als Funktion der Abschattung (ohne Anhebung des Lüftungsrate)

hierbei in der idealisierten Südzone des Typ S in ca. 150 h, im Typ E in ca. 90 h überschritten (Bild 4:11, j, 1). Insgesamt sind die Maximaltemperaturen im Typ S durch Lüftung um ca. 7°C, im Typ E um 11°C reduziert worden.

Das vergleichsweise günstige Abschneiden des Typs E liegt - wie Zusatzrechnungen bestätigen - in dem geringeren Energiedurchlaßgrad der Scheiben und der größeren Wärmekapazität begründet. Die hohe Wärmedämmung des Typs E wirkt sich nur bei geringen Lüftungsraten ( $a_7 < 3 \text{ h}^{-1}$ ) nachteilig auf die Raumtemperaturmaxima aus. Dagegen führt sie in Verbindung mit einer geeigneten Lüftungsstrategie zu positiven Resultaten, da unerwünschte Transmissionsgewinne zu Zeiten hoher Außentemperaturen verringert werden, während zu Zeiten niedriger Außentemperaturen Überschüsse durch Lüftung verstärkt abgeführt werden können. Dieser Tendenzwechsel drückt sich in der vergleichsweise hohen Reduzierung der Raumtemperaturmaxima bei Erhöhung der Luftwechselrate  $a_7$  aus.

Um den Einfluß der Abschattung zu erfassen, sehen wir zunächst von einer Anhebung der Lüftungsrate über die Grundlüftung hinaus ab und beschränken

uns auf die Variation der Abschattungsfaktoren bei erhöhten Raumtemperaturen (Bild 4:12). Es zeigt sich, daß die maximale Raumtemperatur eine näherungsweise lineare Funktion der Abschattungsfaktoren ist. Dies ist physikalisch plausibel, wenn man den über die Wärmespeicherfähigkeit  $C_R$  vermittelten linearen Zusammenhang zwischen Temperaturerhöhung und Energiezufuhr beachtet. Dagegen nimmt die Anzahl der Stunden, in denen die mittlere Raumtemperatur die  $26^\circ\text{C}$ -Grenze überschreitet, nichtlinear mit steigender Abschattung ab. Zur Absenkung der Raumtemperaturen unter  $30^\circ\text{C}$  sind für den S-Typ bei der nach Tab. 4:3 gegebenen Strategie Abschattungsfaktoren von 0,35, für den E-Typ Abschattungsfaktoren von 0,65 erforderlich, falls idealer innerer Wärmeaustausch gegeben ist. Um eine entsprechende Absenkung in den entkoppelten Südzone zu erzielen, sind um 0,1 höhere Abschattungsfaktoren notwendig. Bei völliger Abschattung sinken die maximalen Raumtemperaturen auf Werte unter  $27^\circ\text{C}$  ab. Wie zu erwarten, nehmen zonale Unterschiede mit wachsender Abschattung ab und sind bei völliger Abschattung verschwunden.

Aus der bisherigen Diskussion ergibt sich, daß für eine gute Regelstrategie gegen Raumüberwärmung eine möglichst hohe (flexible) Abschattung anzustreben ist, während für eine Zusatzlüftung eine zeitweise Erhöhung der Lüftungsraten auf  $n \approx 3 \text{ h}^{-1}$  ausreichend sein sollte. Eine Rechnung für die Kombination eines zeitweise dreifachen Luftwechsels  $a_7$  mit 50 prozentiger Abschattung ergibt in der Tat nur geringfügige Temperaturerhöhungen gegenüber dem Basisfall ( $0-0,3^\circ\text{C}$  für das Gebäude mit idealem inneren Wärmeaustausch,  $0,2-1^\circ\text{C}$  für die ideal entkoppelten Südzone). Erhöht man andererseits die Abschattungsfaktoren beispielsweise auf 1,0 für die direkte Sonneneinstrahlung und beläßt sie bei 0,5 für den diffusen Anteil (was der Wirkung einer Markise entspricht), so werden diese Erhöhungen überkompensiert. Die Raumtemperaturen in den entkoppelten Südzone überschreiten nur noch an 17h (Typ N) bis 56h (Typ S) die  $26^\circ\text{C}$ -Grenze mit Maximalwerten von  $26,6^\circ\text{C}$  (Typ N) bis  $27,3^\circ\text{C}$  (Typ S). Anzumerken ist hier, daß sich die Abschattung im Realfall - auch außerhalb der Stunden mit  $\theta_R > 22$  bzw.  $24^\circ\text{C}$  - durch hier nicht berücksichtigte Verbauungen etc. generell erhöht, was im allgemeinen zu weiteren Temperaturverringerungen führt.

Betrachtet man schließlich die angenommenen Verzögerungszeiten von 1h (für die Maßnahmenänderung) tagsüber und 4h nachts, so zeigt sich, daß man bei  $a_7 = 3h^{-1}$  die nächtliche "Kontrollspanne" auf 8h erhöhen kann, ohne daß dadurch Abfälle der mittleren Raumtemperatur auf oder unter  $20^\circ\text{C}$  verursacht werden. Andererseits kann die Kontrollspanne tagsüber ohne wesentliche Auswirkung auf die Maximaltemperaturen auf ca. 3-4h erhöht werden. Erst bei einer Spanne von 4-8h (Berufstätige!) ergibt sich ein spürbarer Temperaturanstieg (bis zu  $1,2^\circ\text{C}$  in Typ E).

Zusammenfassend läßt sich daher feststellen, daß sich bereits mit zeitweise erhöhten Lüftungsraten von  $n \approx 3h^{-1}$  und Abschattungsfaktoren von  $f \approx 0,5$  bei Regelintervallen von ca. 4h tags und 8h nachts in allen drei Gebäudetypen die maximalen Raumtemperaturen auf  $26^\circ\text{C}$ - $27^\circ\text{C}$  begrenzen lassen, ohne daß es dabei zu einer merklichen Erhöhung des Wärmebedarfs kommt. Dies trifft insbesondere auch für die leichten gut wärmegeprägten Typen E und S zu, was im Einklang mit Feldbeobachtungen /166/ ist.

#### 4.4.3. Heiztemperaturen und Heizungsauslegung

##### Heiztemperaturen

Die Heizungsregelung hat bekanntermaßen einen erheblichen Einfluß auf den Energieverbrauch eines Gebäudes. Hier ist insbesondere die Frage von Interesse, inwieweit das Ein-Kapazitäten-Model auch bei zonal unterschiedlichen Heiztemperaturen noch zutreffende Aussagen über den Wärmebedarf des Gesamtgebäudes machen kann. Zunächst sei jedoch das Gebäude als eine Zone und der Einfluß des Heiztemperatursetzpunktes auf den Jahreswärmebedarf betrachtet.

Wie Bild 4:13 zeigt, ergibt sich - wenn man vom Fall zeitlich variabler Setzpunkte absieht - eine näherungsweise lineare Abhängigkeit zwischen Wärmebedarf und Setzpunkt. Bei einer Absenkung von  $\theta_H = 20^\circ\text{C}$  auf  $\theta_H = 19^\circ\text{C}$  erhält man Einsparungen von ca. 4700 kWh für den Typ N, ca. 1400 kWh für den Typ S und ca. 650 kWh für den Typ E. Vergleicht man diese Werte mit den jährlichen Wärmeverlusten pro  $^\circ\text{C}$  durch die Gebäudehülle, die sich näherungsweise als Produkt von  $\bar{U}_R$  aus Tab. 4:2 mit 8760h und  $1^\circ\text{C}$

ergeben (5700 kWh, 1900 kWh, 1100 kWh), so wird deutlich, daß die geringen Einsparmöglichkeiten im Typ S und E nicht nur durch die bessere Wärmedämmung, sondern auch die Verkürzung der Heizperiode verursacht werden. Die sich ändernde Länge der Heizperiode ist ebenso für die schwache Nichtlinearität der Wärmebedarfskurven in Bild 4:13 verantwortlich (abnehmende Einsparungen pro 1°C bei sinkenden Heiztemperaturen, steigende Verluste pro 1°C bei steigenden Heiztemperaturen).

Betrachtet man als typisches Beispiel für zeitlich begrenzte Änderungen der Heiztemperatur die Nachtabsenkung (Bild 4:13), so findet man, daß die Auswirkung auf den Wärmebedarf verhältnismäßig gering ist. Dies ist dadurch begründet, daß die Relaxationszeit aller drei Gebäudetypen (in Typ N: 33h, Typ S: 22h, Typ E: 53h, vgl. Tab. 4:2) die Absenkungsdauer 8h (von 22<sup>00</sup> bis 6<sup>00</sup>) um ein Vielfaches übersteigt. Wenn der nächtliche Setzpunkt  $\theta_{HN}$  jedoch von  $\theta_R$  erreicht werden soll, müssen die nächtlichen Außentemperaturen soweit sinken, daß nach (2:5) mit  $\theta_{R0} = \theta_R$  ( $t=22^{00}$ )

$$(\theta_{R\infty} - \theta_{R0}) \approx (\theta_{HN} - \theta_{R0}) * \frac{\tau_R}{8h} \quad (4:1)$$

gilt. Damit beispielsweise  $\theta_R$  auf  $\theta_{HN} = 16^\circ\text{C}$  absinkt, müßte daher - bei einer mittleren nächtlichen internen Last von ca. 600 W (Tab. 4:3) -  $\theta_{aL}$  gemäß (2:6) und (4:1) mindestens die Werte 2°C (Typ N), 6°C (Typ S) und -12°C (Typ E) unterschreiten. In Typ E tritt eine solche Raumtemperatursenkung auf 16°C folglich während des ganzen Jahres nicht auf. Bild 4:14 spiegelt diesen Sachverhalt wieder. Da  $\theta_{HN}=16^\circ\text{C}$  nur selten erreicht wird, erbringt auch eine Nachtabschaltung keine weitere spürbare Reduzierung des Energiebedarfs\*. Größere Einsparungsmöglichkeiten durch Nachtabsenkung ergeben sich jedoch in schlecht wärmedämmten Gebäuden, deren Relaxationszeit in die Größenordnung der Tageslänge rückt (vgl. Paragraph 4.5.1, /167, 168/).

Zur Abschätzung des Effektes zonal unterschiedlicher Setzpunkte ziehen wir wiederum den Fall des in eine entkoppelte Nord- und Südhälfte unterteilten Gebäudes heran und variieren die dazugehörigen Setzpunkte

---

\* Zu beachten ist allerdings, daß hierbei der Energieverbrauch der Anlage durch Verringerung der Systemverluste im allgemeinen sinkt.

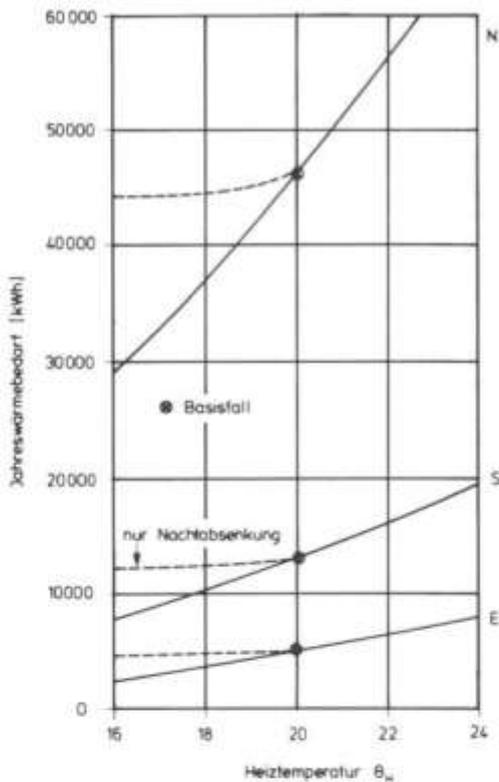


Bild 4.13 Jahreswärmebedarf der Gebäudetypen N, S und E als Funktion der Heiztemperatur  $\theta_H$

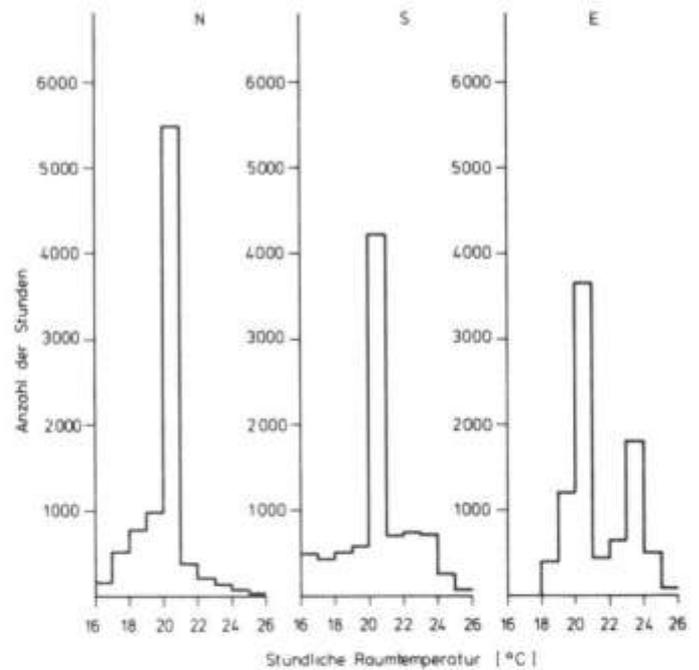


Bild 4.14 Statistik der stündlichen Raumtemperaturen in den Gebäudetypen N, S und E bei Nachtabsenkung der Heiztemperatur auf 16 °C

$\theta_{H\text{Nord}}$  und  $\theta_{H\text{Süd}}$ . Der Jahreswärmebedarf, der sich bei einer Differenz der Setzpunkte von  $\pm 4^\circ\text{C}$  und konstantem arithmetischem Mittel  $(\theta_{H\text{Nord}} + \theta_{H\text{Süd}})/2 = 20^\circ\text{C}$  ergibt, ist im Vergleich zum Fall  $\theta_{H\text{Nord}} = \theta_{H\text{Süd}} = 20^\circ\text{C}$  und dem Fall des Einzonengebäudes mit  $\theta_H = 20^\circ\text{C}$  in Tab. 4:10 dargestellt. Es erweist sich, daß trotz recht unterschiedlichem Wärmebedarfs der Zonen die Summe aus beiden Zonen der Jahressumme des Einzonenfalles ähnlich ist. Die maximale Abweichung beträgt für Typ N ca. 1,6% (730 kWh/a), für Typ S ca. 3,5% (460 kWh/a) und für Typ E ca. 3,7% (190 kWh/a).

Diese Abweichungen kann man als Summe zweier Teileffekte auffassen:

- (1) Abweichungen auf Grund der Zonenentkopplung (84 kWh/a für Typ N, 120 kWh/a für Typ S und 42 kWh/a für Typ E gemäß Tab. 4:6)
- (2) Abweichungen aufgrund der Variation der Setzpunkte (431 kWh/a - 649 kWh/a für Typ N, 191 kWh/a - 336 kWh/a für Typ S und 78 kWh/a - 147 kWh/a für Typ E gemäß Tab. 4:10, letzte Spalte)

Die Abweichungen gegenüber dem Fall gleicher Setzpunkte (2) erklärt sich weitgehend aus der oben diskutierten Tatsache, daß eine Anhebung des Setzpunktes  $\theta_H$  um ein gegebenes Temperaturintervall  $|\Delta\theta_H|$  zu Verlusten führt, die größer als die analogen Einsparungen bei einer Absenkung um  $|\Delta\theta_H|$  sind. Konkret: Geht man von  $\theta_H = 20^\circ\text{C}$  aus und vergleicht die betragsmäßige Jahreswärmebedarfsänderung des gesamten Gebäudes für  $\Delta\theta_H = +2^\circ\text{C}$  mit der Änderung für  $\Delta\theta_H = -2^\circ\text{C}$ , so ergibt sich für den Typ N eine Differenz von 1110 kWh/a, für Typ S eine Differenz von 480 kWh/a und für den Typ E eine Differenz von 170 kWh/a (siehe Bild 4:13). Stellt man für einen Vergleich zum Zweizonenfall in Rechnung, daß die Variation der Setzpunkte nur in je einer Gebäudehälfte stattfindet, und halbiert die Differenzen, so ergeben sich Werte (560 kWh/a, 240 kWh/a, 90 kWh/a), die bis auf  $\pm 100$  kWh/a Teileffekt (2) beschreiben. Die verbleibenden Abweichungen von  $\pm 100$  kWh/a resultieren zum Teil aus den etwas unterschiedlichen bezogenen Wärmeströmen der Nord- und Südhälfte und aus dynamischen Effekten. Beide Einflüsse werden in Abschnitt 4:5 näher untersucht.

Wie weitere Rechnungen zeigen, gilt eben Gesagtes analog für den gesamten in Bild 4:13 dargestellten Temperaturbereich von  $16^\circ\text{C} \leq \theta_H \leq 24^\circ\text{C}$ , wie auch für Nachtabsenkung um den gleichen Betrag in beiden Zonen. Der Jahreswärmebedarf der hier betrachteten Zweizonengebäude ist damit bis auf  $\pm 100$  kWh/a aus dem Einzonnenfall abschätzbar, wenn man obiges Erklärungsmuster als Korrekturverfahren anwendet. Graphisch bedeutet die Korrektur, daß die Änderung des Jahreswärmebedarfs, die durch unterschiedliche Heiztemperatursetzpunkte verursacht wird, durch den vertikalen Abstand des Mittelpunkts der Sehne zwischen  $\theta_H = \theta_H^{\text{Nord}}$  und  $\theta_H^{\text{Süd}}$  (in Bild 4:13) zur darunterliegenden Kurve gegeben ist.

Abschließend sei angemerkt, daß für unterschiedliche Setzpunkte in den Zonen der Fall totaler Entkopplung nicht unbedingt der ungünstigste Grenzfall sein muß. So sind Fälle denkbar, in denen der tiefere Setzpunkt  $\theta_{H1}$  der Zone (1) nicht erreicht werden kann, weil die Wärmegewinne von der Nachbarzone (2) mit  $\theta_{H2} > \theta_{H1}$  zu groß sind. Auch in diesem Fall, der hier jedoch nicht näher behandelt werden soll, ist eine Abschätzung der Effekte mit Hilfe des Einzonnenmodells möglich: Ist  $U_{12}$  der bezogene Wärmestrom zwischen den Zonen, so beträgt der minimale Wärmegewinn der

Zone (1)  $U_{12} (\theta_{H2}-\theta_{R1})$ , und der maximale Wärmeverlust der Zone (2)  $U_{12} (\theta_{R2}-\theta_{H1})$ . Addiert man daher diese Terme in der Bilanzgleichung der jeweiligen Zone, so stellt der resultierende Wärmebedarf jeder Zone eine obere Grenze für ihren realen Bedarf und ihre Summe eine obere Grenze für den Bedarf des Gebäudes dar. Treten größere Abweichungen vom entkoppelten Fall auf, ist eine angemessene Behandlung des Problems nur noch mit einem Mehrzonenmodell möglich.

		Heiztemperatur $\theta_H$ [°C]			Jahreswärmebedarf [kWh]		
		Nord	Süd	Mittel	Nord	Süd	$\Sigma$
Typ N	2 Zonen (entkoppelt)	18	22	20	19184	27872	47056
		20	20	20	23848	22777	46625
		22	18	20	28994	18280	47274
	1 Zone	./.	./.	20	./.	./.	46541
Typ S	2 Zonen (entkoppelt)	18	22	20	5426	8043	13469
		20	20	20	6780	6353	13133
		22	18	20	8322	5002	13324
	1 Zone	./.	./.	20	./.	./.	13013
Typ E	2 Zonen (entkoppelt)	18	22	20	1983	3115	5098
		20	20	20	2615	2336	4951
		22	18	20	3306	1723	5029
	1 Zone	./.	./.	20	./.	./.	4909

Tab. 4:10 Jahreswärmebedarf in Abhängigkeit von den Heiztemperatursetzpunkten der Nord- und Südzone der Gebäudetypen N, S und E, Hamburg 1973

### Auslegung

Investitionskosten und Energieverbrauch legen eine möglichst knappe Auslegung der Heizung nahe. Andererseits empfiehlt sich vom Standpunkt des Komforts eine eher reichliche Bemessung der Anlage. Inwieweit sich die installierte Heizleistung auf die Raumtemperaturen auswirkt, soll mit dem vorliegenden Modell für das Jahr 1973 in Hamburg untersucht werden.

Hierzu gehen wir von einer Heizleistung aus, die dem maximalen stündlichen Wärmebedarf im untersuchten Jahr entspricht (14,7 kW für Typ N, 5,4 kWh für Typ S und 2,9 kW für Typ E). Die Resultate einer schrittweisen Reduktion dieser Leistung sind in Bild 4:15 dargestellt.

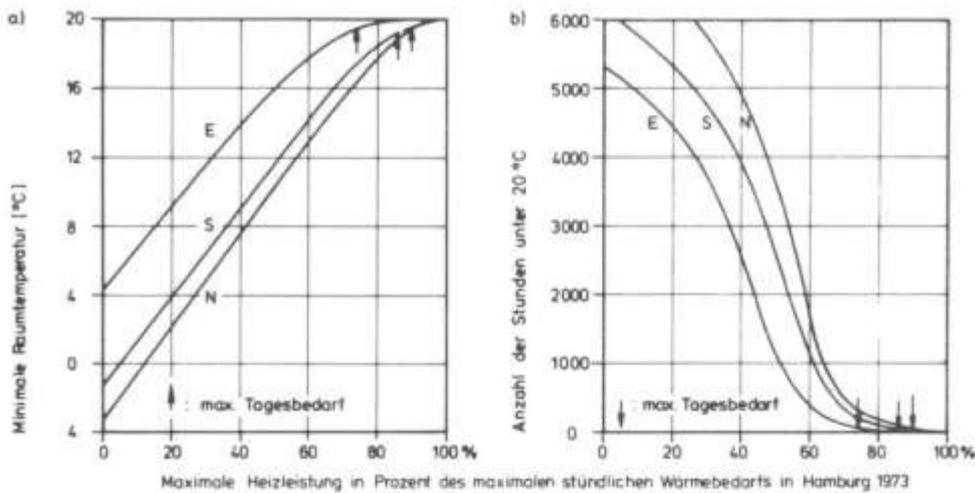


Bild 4.15: Einfluß der maximalen Heizleistung auf die Raumtemperatur in den Gebäudetypen N, S und E, Hamburg 1973

Es bestätigt sich, daß ein spürbarer Einfluß der Heizleistung auf die Raumtemperaturen erst bei Unterschreiten der Leistung entsteht, die zur Deckung des maximalen Tagesbedarfs erforderlich ist (Typ E: 74%, Typ S: 86%, Typ N: 90%; siehe Bild 4:15 "↑"). Auch bei Unterschreitung dieser Leistung um weitere 10% sind Raumtemperaturen von über 18°C gewährleistet (Bild 4:15a). Dabei liegen nur ca. 150h unter der 20°C-Grenze (Bild 4:15b) mit einer deutlichen Häufung im 19°C, 20°C -Intervall und in den Nachtstunden. Reduziert man die maximale Heizleistung unter 50% des maximalen Stundenbedarfs für Typ E beziehungsweise unter 60-70% für Typ S und N, so sinken die Minimaltemperaturen unter 16°C ab und die Anzahl der Stunden mit  $\theta_R < 20^\circ\text{C}$  beginnt stark zu steigen. Hier, bei ca. 2/3 der für den maximalen Tagesbedarf erforderlichen Leistung, erreicht die Unterdimensionierung einen kritischen Punkt. Bei einer weiteren Verringerung der Heizleistung sinken die minimalen Raumtemperaturen fast linear ab und erreichen bei völliger Abschaltung der Heizung Werte zwischen  $-4^\circ\text{C}$  (Typ N) und ca.  $+4^\circ\text{C}$  (Typ E).

Bei einer Auslegung auf den maximalen Tagesbedarf kann für das hier zugrunde gelegte für Hamburg typische Wetterjahr also - je nach Komfortansprüchen - von einem bis zu ca. 30-prozentigen "Sicherheits-spielraum" gesprochen werden, innerhalb dessen sich eine Verringerung der installierten Heizleistung nur relativ schwach auf die Raumtemperaturen auswirkt. Gegenüber einer Auslegung, die die freien Wärmequellen nicht

oder nur teilweise berücksichtigt /7/, erhöht sich dieser Spielraum für die gut wärmedämmten Gebäudetypen S und E sogar auf bis zu ca. 50% (Tab. 4:5). Eine mögliche Konzentration der Wärmeversorgung auf wenige Räume wie auch eine möglicherweise komfortneutrale Nachtabsenkung sind dabei noch nicht berücksichtigt.

Es sei darauf hingewiesen, daß die vorgehenden Überlegungen lediglich die Konsequenzen verschiedener Auslegungen aufzeigen sollen und keine Empfehlung darstellen. Für welche Auslegung man sich entscheidet, ist letztlich eine eher persönliche Anschauung, die davon abhängt, welche Häufigkeit möglicher Wärmebedarfsunterdeckungen man für tragbar hält /47/.

#### 4.4.4. Interne Lasten

Die Tagessumme der internen Lasten beträgt in der Grundbetriebsweise 14,97 kWh (Tab. 4:3). Dabei wird für jeden Tag des Jahres der gleiche Satz stündlicher Lastdaten angenommen. Aus diesem Grund sollen hier folgende Variationsmöglichkeiten untersucht werden:

- Variation der Lastverteilung über den Tag
- Variation der Lastverteilung über die Woche
- Variation der Lastverteilung über das Jahr
- Variation der Lasthöhe (bei fester Verteilung).

Zur Klärung zonaler Einflüsse ist darüberhinaus die Auswirkung verschiedener räumlicher Verteilungen der internen Lasten zu analysieren.

Die Bedeutung der Lastverteilung über den Tag kann abgeschätzt werden, indem man zum einen den Fall einer völlig gleichmäßigen Lastverteilung und zum anderen den Fall ganz auf die Tag- oder die Nachtstunden konzentrierter Lasten betrachtet. Wie Tabelle 4:11 zeigt, führt eine Profiländerung dieser Art zu einer Änderung von maximal 0,3% (110 kWh) im Jahreswärmebedarf des Typ N, zu einer 2,3% (290 kWh/a) Änderung für den Typ S und einer 2,5% (120 kWh/a) Änderung für den Typ E. Die Auswirkungen dieser Profiländerungen sind also gering. Wie weitere Rechnungen zeigen, treten größere Abweichungen (6-8%) erst dann auf, wenn die

stündliche interne Last in die Größenordnung des Produktes aus Wärmekapazität  $C_R$  und Setzpunktdifferenz  $\theta_{p2}-\theta_H$  kommt, was theoretisch nur in den beiden leichteren Gebäuden E und S möglich ist.

Wie aus Tab. 4:11 hervorgeht, wirken sich Änderungen der Lastverteilung während einer Woche ebenfalls auf die leichten Gebäude stärker aus als auf den Typ N. Die Änderungen im Wärmebedarf sind jedoch auch hier im allgemeinen vernachlässigbar ( $\sim 50$  kWh/a). Die Lastverteilung während des Jahres hat dagegen einen größeren Einfluß auf die Höhe des Wärmebedarfs, da von ihr die Summe der Last während der Heizperiode - i.e. der Zeit der stärksten Nutzung - abhängt. Eine ungleichmäßige Verteilung macht sich daher insbesondere in den gut wärmegeämmten Gebäuden mit einer verkürzten Heizperiode bemerkbar. Wird die interne Last im Verhältnis 2:1 zwischen Winter- und Sommerhalbjahr verteilt (Tab. 4:11), so ergeben sich Wärmebedarfsreduzierungen von 0,4% ( $\sim 190$  kWh/a) für den Typ N, von 4% ( $\sim 470$  kWh/a) für den Typ S und von 13% ( $\sim 630$  kWh/a) für den Typ E. Die Jahreslast (5464 kWh) wird also um bis zu 12% besser "ausgenutzt". Bei umgekehrter Lastverteilung (im Einfamilienhaus unrealistischer) ergibt sich eine entsprechend schlechtere Nutzung.

Von erheblicher Bedeutung für alle Gebäude ist, wie bereits der Grenzfall verschwindender Last gezeigt hat, die Höhe der Jahressumme der internen Last. Wie aus Bild 4:16 ersichtlich, nimmt der Jahreswärmebedarf mit zunehmender interner Last  $Q_I$  nur näherungsweise linear ab. Der Nutzungsgrad für einen Grenzzuwachs  $dQ_I$  verringert sich spürbar. Beginnend mit 92% für Typ N, 84% für Typ S und 76% für Typ E erreicht er bei  $Q_I = 5464$  kWh/a 88% für Typ N, 72% für Typ S und 55% für Typ E. Die Abnahme mit steigender Last und besserem Dämmstandard spiegelt die sich verkürzenden Heizperioden und die höher werdenden Wärmespeicherungsverluste während heizfreier Stunden in der Heizperiode wieder.

Analysiert man die Raumtemperaturen, so ergibt sich, daß in den bisher untersuchten Fällen die Variation der internen Lastverteilung und -höhe nur einen geringen Einfluß auf die Temperaturmaxima hat. Dabei wurde die größte Variationsbreite für die leichten, gut wärmegeämmten Gebäude gefunden: Typ S:  $26,7^\circ\text{C} \leq \theta_{R\text{max}} \leq 28,1^\circ\text{C}$  (Basisfall  $27,8^\circ\text{C}$ ),  
Typ E:  $25,8^\circ\text{C} \leq \theta_{R\text{max}} \leq 27,2^\circ\text{C}$  (Basisfall  $26,3^\circ\text{C}$ ). Für den Typ N ergab

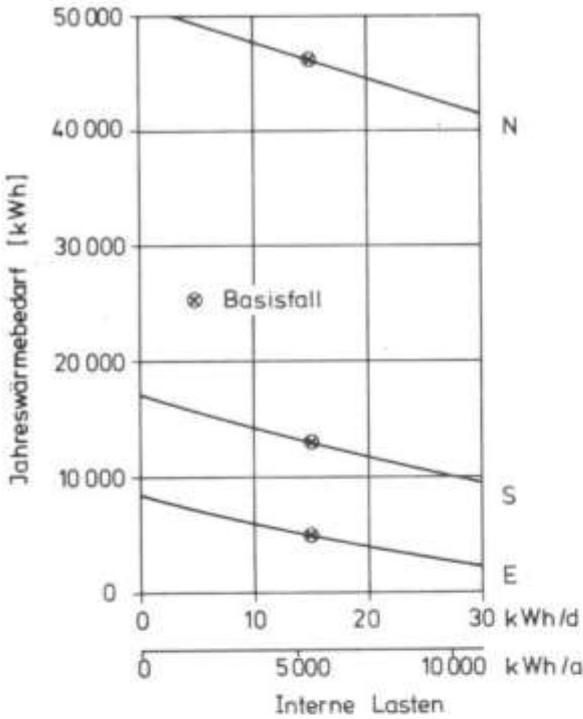


Bild 4:16

Jahreswärmebedarf der Gebäudetypen N, S und E als Funktion der Höhe der internen Lasten

	Interne Lasten $Q_I$	Jahreswärmebedarf [kWh]		
		Typ N	Typ S	Typ E
Basisfall	$Q_I = \bar{Q}_I$ siehe Tab. 4:3	46541	13013	4909
Variation über den Tag	$\bar{Q}_I = 624 \text{ W} = \text{konstant}$	46550	13030	4912
	$\begin{cases} 2 * \bar{Q}_I & \text{von } 600-1800 \\ 0 & \text{von } 1800-600 \end{cases}$	46471	12899	4953
	$\begin{cases} 0 & \text{von } 600-1800 \\ 2 * \bar{Q}_I & \text{von } 1800-600 \end{cases}$	46654	13305	5026
Variation über die Woche	$\begin{cases} 0,7 \bar{Q}_I & : \text{ Mo-Fr} \\ 1,75 \bar{Q}_I & : \text{ Sa, So} \end{cases} \hat{=} \sum Q_I = \sum Q_I$	46571	13053	4963
Variation über das Jahr	$\begin{cases} 0,6 \bar{Q}_I & : \text{ Apr-Sep} \\ 1,3 \bar{Q}_I & : \text{ Okt-Mär} \end{cases} \hat{=} \sum Q_I = 2 * \sum Q_I$	46347	12539	4285

Tab. 4:11

Jahreswärmebedarf der Gebäudetypen N, S, E in Abhängigkeit von der zeitlichen Verteilung der internen Lasten, Hamburg 1973

Typ	Zonen (entkoppelt)	*Interne Lasten [%]			Jahreswärmebedarf [kWh]			Maximaltemperatur [°C]		
		Nord	Süd	$\Sigma$	Nord	Süd	$\Sigma$	Nord	Süd	Mittel
		0	100	100	26364	20473	46837	25,7	26,9	26,3
Typ N	2 Zonen (entkoppelt)	25	75	100	25100	21612	46712	26,0	26,9	26,3
		50	50	100	22616	23963	46579	26,0	26,7	26,4
		100	0	100	21411	25182	46593	26,5	26,3	26,4
		1 Zone	./.	./.	100	./.	./.	46541	./.	./.
Typ S	2 Zonen (entkoppelt)	0	100	100	9042	4615	13657	25,8	28,7	27,3
		25	75	100	7860	5442	13302	26,6	28,1	27,4
		50	50	100	5804	7339	13143	26,9	27,3	27,1
		100	0	100	4905	8363	13268	27,7	27,1	27,4
1 Zone	./.	./.	100	./.	./.	13013	./.	./.	27,8	
Typ E	2 Zonen (entkoppelt)	0	100	100	4613	1086	5699	25,0	27,7	26,4
		25	75	100	3535	1611	5146	25,7	27,2	26,5
		50	50	100	1837	3164	5001	25,7	27,1	26,4
		100	0	100	1165	4090	5255	26,7	25,9	26,3
1 Zone	./.	./.	100	./.	./.	4909	./.	./.	26,3	

Tab. 4:12

Jahreswärmebedarf und maximale Raumtemperaturen in Abhängigkeit von der räumlichen Verteilung der internen Lasten, Hamburg 1973

\*100 %  $\hat{=} 15 \text{ kWh/d}$

sich:  $26,1^{\circ}\text{C} \leq \theta_{R\text{max}} \leq 26,8^{\circ}\text{C}$  (Basisfall  $26,4^{\circ}\text{C}$ ). Die Kleinheit der Änderung bringt den durchgreifenden Einfluß der Kontrollstrategie gegen Raumüberwärmung zum Ausdruck.

Der mögliche Einfluß der räumlichen Verteilung der internen Last sei wieder anhand einer entkoppelten Süd- und Nordhälfte für die Gebäudetypen N, S und E untersucht. Es zeigt sich (Tab. 4:12), daß trotz zum Teil erheblicher Wärmebedarfsunterschiede zwischen den Zonen, die Summe aus beiden Zonen dem Wärmebedarf des Einzonenfalles nahekommt. Beaufschlagt man die Südzone mit 100% der internen Lasten (Extremfall), so erreicht die Abweichung zum Einzonenfall 0,6% ( $\sim 300$  kWh/a) für Typ N, 5% ( $\sim 640$  kWh/a) für Typ S und 16% ( $\sim 790$  kWh/a) für Typ E. Bereits eine Verringerung der internen Last in der Südzone auf 75% der Gesamtlast reduziert die Abweichungen auf 0,4% für Typ N, 2% für Typ S und 4% für Typ E. Betrachtet man die maximalen stündlichen Raumtemperaturen, so ergeben sich im oben angeführten Extremfall Abweichungen zwischen Süd- und Nordzone von  $1,2^{\circ}\text{C}$  für den Gebäudetyp N,  $2,9^{\circ}\text{C}$  für den Typ S und  $2,7^{\circ}\text{C}$  für den Typ E. Die Differenzen in den übrigen Fällen sind deutlich kleiner. Die Mittelwerte aus Nord- und Südzone sind für jeden Haustyp annähernd konstant und stimmen bis auf den Fall des Typs S (Abweichungen bis zu  $0,7^{\circ}\text{C}$ , vgl. Diskussion Abschnitt 4.2) auf  $\pm 0,1^{\circ}\text{C}$  mit dem Temperaturmaximum des Einzonenfalles überein.

Es sei darauf hingewiesen, daß sich der Effekt der Lastumverteilung größenordnungsmäßig analog zu Paragraph 4.3.3. aus dem Abstand des Mittelpunkts der Sehne zwischen  $2 * Q_{I\text{Nord}}$  und  $2 * Q_{I\text{Süd}}$  zur darunterliegenden Kurve abschätzen läßt (im Fall "0%, 100%" betragen die Abstände 100 kWh/a für Typ N, 340 kWh/a für Typ S und 510 kWh/a für Typ E). Zusätzlich ist (vgl. 4.3.3.) der Effekt der Entkopplung zu berücksichtigen. Für die Südzone wirkt sich dieser Effekt auf die Gesamtkorrektur erhöhend, für die Nordzone mindernd aus.

#### 4.4.5. Kellerbetrieb

Der Kellerbetrieb geht über die Modellparameter der durchschnittlichen Kellerlüftungsrate und der mittleren internen Kellerlasten in die Rechnungen ein. Beide Parameter sind im bisherigen Teil der Analyse zu Null

gesetzt worden, so daß ihr Einfluß auf den Energiehaushalt des Gebäudes hier untersucht werden soll.

In Bild 4:17 sind die Ergebnisse einer Variation der Kellerlüftungsrate zwischen 0 und 1,5 Luftwechsel pro Stunde und der internen Wärmelast des Kellers zwischen 0 und 1,5 kW in ihrer Auswirkung auf den Jahreswärmebedarf der Gebäudetypen N, S und E aufgetragen. Es zeigt sich, daß ein Luftwechsel pro Stunde im Keller zu einer Erhöhung des Wärmebedarfs von ca. 2400 kWh/a ( $\cong 5\%$ ) im Gebäudetyp N, von ca. 1100 kWh/a ( $\cong 9\%$ ) im Gebäudetyp S und ca. 500 kWh/a ( $\cong 10\%$ ) im Gebäudetyp E führt. Ein "ideal" durchlüfteter Keller ( $\theta_K = \theta_{aL}$ ) vergrößert den Jahreswärmebedarf um 1200 kWh (Typ E) bis zu 7700 kWh (Typ N). Zu beachten ist, daß diese Werte nur unter Annahme einer luftundurchlässigen Kellerdecke gelten. Sind Undichtigkeiten in diesem Bauelement vorhanden, kann im Gebäude bei Belüftung des Kellers eine Kaminwirkung entstehen, die zu erheblich höheren Verlusten führen kann (vgl. Paragraph 3.3.3.2. und /169/).

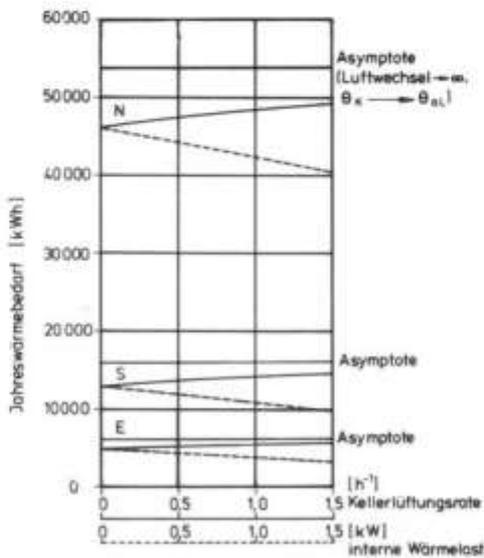


Bild 4.17 Jahreswärmebedarf der Gebäudetypen N, S und E als Funktion der Kellerlüftungsrate (—) und der internen Wärmelast des Kellers (---)

Betrachtet man die Auswirkung der internen Wärmeproduktion, so zeigt sich, daß eine Wärmequelle im Keller von 1 kW (= 8760 kWh/a) den Jahreswärmebedarf im Haustyp N um 3900 kWh, im Typ S um 2200 kWh und im Typ E um 1300 kWh senkt. Diese Werte zeigen an, bis zu welchem Grad eventuelle Wärmeverluste einer im Keller installierten Heizanlage "zurückgewonnen" werden können. Allerdings wird bei Betrieb einer Heizanlage im allgemei-

nen ein Teil der im Keller entstehenden internen Wärmelasten durch die erforderliche Belüftung des Aufstellungsraumes direkt kompensiert.

Die Raumtemperaturverteilung und die Raumtemperaturmaxima werden durch Lüftungsrate und Wärmeproduktion im Keller nur geringfügig beeinflusst. Die Abweichungen der Raumtemperaturmaxima vom Basisfall liegen im untersuchten Bereich unter  $0,5^{\circ}\text{C}$ .

#### 4.5. Einfluß baulicher Maßnahmen und Kenngrößen

##### 4.5.1. Innere Wärmekapazität

Von besonderer Bedeutung ist als zentraler Parameter des Ein-Kapazitäten-Modells die innere Wärmekapazität des Gebäudes. Ihr Einfluß auf Jahreswärmebedarf und die maximale Raumtemperatur der Gebäudetypen N, S und E soll daher zuerst untersucht werden. Hierzu variieren wir zunächst den Betrag der Kapazität und analysieren die Auswirkungen unter der Voraussetzung idealen inneren Wärmeaustausches.

Wie Bild 4:18 zeigt, fällt der Wärmebedarf der Gebäude bei Standardbetriebsbedingungen (durchgezogene Kurven) für die ersten 15-20 kWh/K Kapazität zwar spürbar ab, ändert sich jedoch danach nur noch geringfügig\*. Die ersten 50% der im betrachteten Kapazitätsbereich möglichen Wärmebedarfsminderung werden im Typ N bereits bei  $C_R \approx 11 \text{ kWh/K}$ , im Typ S bei  $C_R \approx 4 \text{ kWh/K}$  und im Typ E bei  $C_R \approx 2,5 \text{ kWh/K}$  erreicht. Die dazugehörigen Relaxationszeiten  $\tau_R$  sind für alle Gebäude ungefähr gleich und betragen 15-18h, i.e. sie sind von der Größenordnung der Tageslänge. Der wärmebedarfsmindernde Effekt ist im Bereich  $1 \text{ kWh/K} \leq C_R \leq 100 \text{ kWh/K}$

---

\* Geringere Kapazitäten als  $C_R = 1 \text{ kWh/K}$  sind hier nicht betrachtet worden, da die auf "normale" Kapazitäten ausgelegte Kontrollstrategie gegen Raumüberwärmung für  $C_R < 1 \text{ kWh/K}$  deutlich wärmebedarfssteigernd wirkt (geringe interne Lastspitzen lösen über stark steigende Raumtemperaturen Nachtlüftung aus) und zu sinnlosen Resultaten führt. Eine Zusatzrechnung zeigt jedoch, daß die Ergebnisse für  $C_R = 1 \text{ kWh/K}$  bereits auf ca.  $\pm 100 \text{ kWh/a}$  mit dem theoretisch interessanten Fall  $C_R \rightarrow 0$  ohne Raumüberwärmungskontrolle übereinstimmen, so daß  $C_R = 1 \text{ kWh/K}$  geeignete Intervallgrenze und geeigneter Referenzpunkt ist.

demzufolge primär darauf zurückzuführen, daß tageszyklische Schwankungen in Umgebungstemperatur und im Angebot freier Wärme ausgeglichen werden (vgl. (2:7)). Ein erneuter spürbarer Abfall - außerhalb des hier dargestellten Bereiches - ergibt sich erst, wenn  $\tau_R$  in die Größenordnung von Monaten kommt. Bei völligem Ausgleich der saisonalen Schwankungen ( $\tau_R, C_R \rightarrow \infty$ ) ergeben sich für den Jahreswärmebedarf die Werte der eingezeichneten Asymptoten. Allerdings sind Werte von  $C_R > 40 \text{ kWh/K}$  - ebenso wie Werte unterhalb von 2-3 kWh/K (Einrichtungsgegenstände!) - in der Praxis nur schwer realisierbar. Im allgemeinen ist daher der Einfluß der Wärmekapazität auf den Jahreswärmebedarf bei konstanten Heiztemperaturen von untergeordneter Bedeutung.

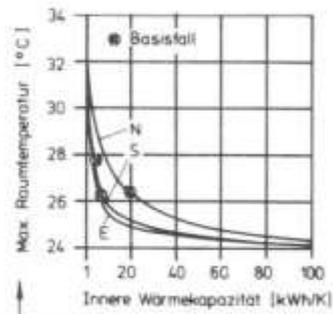
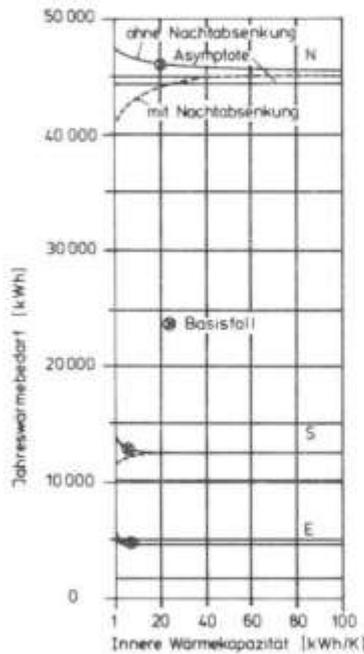


Bild 4.19

Maximale stündliche Raumtemperatur in den Gebäudetypen N, S und E als Funktion der inneren Wärmekapazität

← Bild 4.18

Jahreswärmebedarf der Gebäudetypen N, S und E als Funktion der inneren Wärmekapazität

Diese Aussage gilt bei den Typen S und E auch im Falle der Nachtabsenkung (Bild 4:18, gestrichelte Linie). Für den Typ N ist dagegen in diesem Fall eine stärkere Abhängigkeit des Jahreswärmebedarfs von  $C_R$  zu verzeichnen. Der auffällige Unterschied im Kurvenverlauf zwischen Typ N und E beruht auf dem verschiedenen Stellenwert der Lüftungs- und Transmissionsverluste im Vergleich zu dem Gewinn an freier Wärme. Im Typ N überwiegt die bei Nachtabsenkung und Kapazitätsreduzierung erzielte Verringerung der Verluste die eintretende Verschlechterung im Nutzungsgrad der freien

Wärme. Im Typ E dagegen sind Lüftungs- und Transmissionsverluste so gering, daß die Nutzung der freien Wärmequellen ausschlaggebend ist.

Betrachtet man den Einfluß der inneren Wärmekapazität  $C_R$  auf die maximalen Raumtemperaturen (Bild 4:19), so zeigt sich, daß bei gleicher Kapazität  $C_R$  die Temperaturen im Typ N deutlich höher sind als in den Typen S und E. Das vergleichsweise gute Verhalten des Typs N in Grundauführung ist also nicht Resultat der schlechten Wärmedämmung, sondern Ergebnis der hohen Wärmekapazität. Die schlechte Wärmedämmung kann jedoch durch eine erhöhte Kapazität ausgeglichen werden: 25 kWh/K sind nötig um die Temperatur im Typ N auf 26°C zu begrenzen, 7-9 kWh/K genügen dazu in den Typen S und E. Nur bei unzureichender Kontrollstrategie wirkt sich - wie bereits in 4.4.2. angedeutet und plausibel - eine schlechte Wärmedämmung auf die Raumtemperaturmaxima reduzierend aus.

Der Einfluß der räumlichen Kapazitätsverteilung auf Wärmebedarf und maximale Raumtemperaturen sei wieder anhand des idealisierten Zweizonenfalles demonstriert. Wie Tab. 4:13 zeigt, ist ihr Einfluß auf den Wärmebedarf des gesamten Gebäudes gering. Die Bedarfsänderung beträgt bei einer Variation der Aufteilung von 3:1 zu 1:3 zwischen Süd- und Nordzone maximal 300 kWh/a\*. Die Abweichung zum Einzonnenfall erreicht ca. 240 kWh/a (Typ N) bis 360 kWh/a (Typ S). Die maximalen Raumtemperaturen in der Südzone variieren dagegen um bis zu 2,8°C (Typ S). Die gewichteten Mittel aus Nord- und Südzone kommen der Maximaltemperatur des Einzonnenfalles nahe.

Die geringe Abweichung der Ergebnisse vom Einzonnenfall ist insofern bemerkenswert, als für die Anwendung des Ein-Kapazitäten-Modells auf ein Mehrzonengebäude die Voraussetzung gemacht werden mußte, daß die Verteilung der Wärmekapazitäten über die Gebäudezonen proportional zur Verteilung der bezogenen Wärmeströme ist (3.3.1.1.). Diese Voraussetzung scheint also - zumindest im vorliegenden Fall - nicht kritisch zu sein. Es stellt sich jedoch die Frage, welche Auswirkung die fehlende

---

\* Angemerkt sei, daß die Auswirkung eine Reduzierung der Wärmekapazität in der Südzone größenordnungsmäßig gleich der Auswirkung einer analogen Kapazitätsreduzierung im Gesamtgebäude ist.

Proportionalität bei gleichzeitig zonal unterschiedlichen Heiztemperatursetzpunkten hat. Eine Rechnung, die für  $\theta_H^{\text{Nord}} = 22^\circ\text{C}$  und  $\theta_H^{\text{Süd}} = 18^\circ\text{C}$  durchgeführt wurde, zeigt (Tab. 4:14), daß auch in diesem Fall der Einfluß der räumlichen Wärmekapazitätsverteilung gering ist. Die Resultate für die Jahreswärmebedarfssumme beider Zonen weichen um maximal 120 kWh (Typ S) vom schon diskutierten Fall unterschiedlicher Setzpunkte und gleichmäßiger Kapazitätsverteilung ab.

Der Jahreswärmebedarf des Gesamtgebäudes kann daher auch in diesem Fall nach der Methode von 4.4.3. näherungsweise aus dem Jahreswärmebedarf des Einzonenfalles abgeschätzt werden.

Typ	Zonen (entkoppelt)	Wärmekapazität* [%]			Jahreswärmebedarf [kWh]			Maximaltemp. $\theta_{Rmax}$ [°C]		
		Nord	Süd	$\Sigma$	Nord	Süd	$\Sigma$	Gewicht.		
								Nord	Süd	Mittel
N	2 Zonen (entkoppelt)	25	75	100	23951	22673	46624	27,5	26,0	26,5
		50	50	100	23848	22777	46625	26,0	26,7	26,4
		75	25	100	23792	22991	46783	25,4	27,8	26,2
	1 Zone	./.	./.	100	./.	./.	46541	./.	./.	26,4
S	2 Zonen (entkoppelt)	25	75	100	6848	6240	13088	28,6	27,2	27,7
		50	50	100	6780	6353	13133	26,9	27,3	27,1
		75	25	100	6755	6620	13375	26,2	30,0	27,5
	1 Zone	./.	./.	100	./.	./.	13013	./.	./.	27,8
E	2 Zonen (entkoppelt)	25	75	100	2651	2303	4954	27,6	25,8	26,4
		50	50	100	2615	2336	4951	25,7	27,1	26,4
		75	25	100	2610	2485	5095	25,2	28,0	26,1
	1 Zone	./.	./.	100	./.	./.	4909	./.	./.	26,3

$$\theta_{Rmax} = a \theta_R^{\text{Nord}} + b \theta_R^{\text{Süd}}$$

$$a = (C_R^{\text{Nord}}/C_R + \bar{U}_R^{\text{Nord}}/\bar{U}_R)/2$$

$$b = (C_R^{\text{Süd}}/C_R + \bar{U}_R^{\text{Süd}}/\bar{U}_R)/2$$

$$\bar{U}_R^{\text{Nord}} \approx \bar{U}_R^{\text{Süd}} \approx 0,5 \bar{U}_R$$

\*100 %  $\hat{=}$  20 kWh/K für Typ N  
 5 kWh/K für Typ S  
 6,5 kWh/K für Typ E

Tab. 4:13 Jahreswärmebedarf und maximale Raumtemperaturen der Gebäudetypen N, S und E in Abhängigkeit von der räumlichen Verteilung der Wärmekapazität, Hamburg 1973

$\theta_H^{\text{Nord}} = 22^\circ\text{C}$ $\theta_H^{\text{Süd}} = 18^\circ\text{C}$	Wärmekapazität* [%]			Jahreswärmebedarf [kWh]		
	Nord	Süd	$\Sigma$	Nord	Süd	$\Sigma$
Typ N	25	75	100	29057	18194	47251
	50	50	100	28994	18280	47274
	75	25	100	28963	18446	47409
Typ S	25	75	100	8443	4948	13391
	50	50	100	8322	5002	13324
	75	25	100	8273	5169	13442
Typ E	25	75	100	3412	1697	5109
	50	50	100	3306	1723	5029
	75	25	100	3289	1794	5083

\*100%  $\hat{=}$  20 kWh/K für Typ N  
 $\hat{=}$  5 kWh/K für Typ S  
 $\hat{=}$  6,5 kWh/K für Typ E

Tab. 4:14 Jahreswärmebedarf der Gebäudetypen N, S und E in Abhängigkeit von der räumlichen Verteilung der Wärmekapazität bei zonal unterschiedlichen Heiztemperaturen, Hamburg 1973

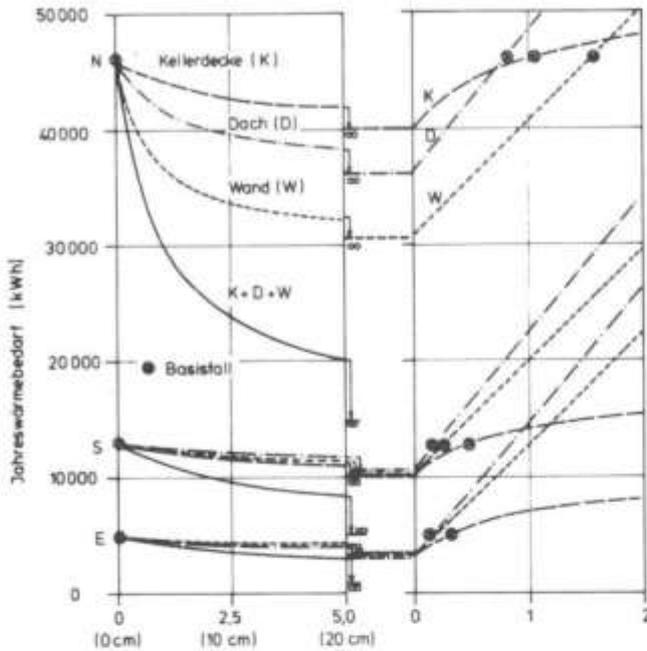
#### 4.5.2. Nichttransparente Außenbauteile und Kellerdecke

Der Einfluß der nichttransparenten Außenbauteile auf den Energiehaushalt von Gebäuden ist gerade in letzter Zeit Gegenstand vieler Untersuchungen gewesen /9, 13, 68-72, 170-173/. Wir können uns daher hier auf die vergleichende Betrachtung zwischen den Gebäudetypen und die modellspezifischen Fragestellungen konzentrieren.

Der Einfluß erhöhter Wärmedämmung auf den Jahreswärmebedarf ist in Bild 4:20

- (a) als Funktion des zusätzlichen Wärmeleitwiderstandes  $\Delta R$  (bzw. einer zusätzlichen Wärmedämmung,  $\lambda = 0,04 \text{ W/mK}$ ) und
- (b) als Funktion des mittleren  $k$ -Wertes des gesamten Bauteils dargestellt. Bild 4:20(a) macht das große Einsparpotential im schlecht wärmegeprägten Typ N deutlich: bereits 4 cm zusätzliche Dämmung von Wand, Dach und Kellerdecke, führen zu einer 35% (15000 kWh)-Einsparung im Jahreswärmebedarf dieses Gebäudes, 20 cm zu einer 60%-igen Verringerung des Bedarfs. Dagegen sind in den bereits gut wärmegeprägten Typen S und E die verbleibenden Einsparmöglichkeiten gering. Für kleine Wärmebedarfsenkungen ist ein hoher Aufwand an zusätzlicher Wärmedämmung erforderlich.

Wie Bild 4:20b und Tabelle 4:15a zeigen, ist dagegen die auf die Änderung des mittleren  $k$ -Werts bezogene Einsparung in allen Gebäuden vergleichbar. Die Abhängigkeit des Jahreswärmebedarfs vom mittleren  $k$ -Wert ist für Außenwand und Dach näherungsweise linear, für die Kellerdecke dagegen nichtlinear, da mit abnehmendem  $k$ -Wert die Kellertemperatur sinkt. Die Linearität der Kurven für Wand und Dach, sowie die Ähnlichkeit der Anstiege erklären sich analog zur Linearität und Ähnlichkeit der Anstiege im Falle der Grundlüftung (4.4.1.). Allerdings liegt hier der Quotient  $\Delta Q_H / \Delta \bar{k}$  für alle Gebäude - i.e. auch für Typ N - niedriger als der aus den Heizgradtagen folgende Wert von 95 kWh/(W/m<sup>2</sup>K). Der Grund hierfür ist in der Anhebung der Strahlungslufttemperatur über die Außenlufttemperatur durch Absorption der Sonneneinstrahlung auf der Gebäudehülle zu suchen (vgl. (2:24)).



a) Zusätzlicher Wärmetetwiderstand  $\Delta R$  (bzw Dämmstoffdicke  $d$ ) des Bauteils [ $m^2K/W$ ]  
 b) Mittlerer Wärmedurchgangskoeffizient  $\bar{k}$  des gesamten Bauteils [ $W/m^2K$ ]

Bild 4:20

Einfluß der Wärmedämmung von Wand (---), Dach (— — —) und Kellerdecke (—) auf den Jahreswärmebedarf der Gebäudetypen N, S und E

	a			b			c		
	$\Delta Q_H / (\Delta \bar{k} \cdot A)$ [kWh/(W/K)]			$\Delta Q_H / (\Delta \alpha_K \cdot A)$ [kWh/m <sup>2</sup> ]			$\Delta Q_H / (\Delta \epsilon_L \cdot A)$ [kWh/m <sup>2</sup> ]		
	N	S	E	N	S	E	N	S	E
Wand (A=110m <sup>2</sup> )	90	89	83	33	2	1	13	2	1
Dach (A=133m <sup>2</sup> )	93	89	83	28	4	2	12	2	1
Fußboden (A=133m <sup>2</sup> )	20	26	37	-	-	-	-	-	-

Tab. 4:15

Flächenspezifische Änderung des Jahreswärmebedarfs der Gebäudetypen N, S und E bei infinitesimaler Änderung a) des mittleren  $\bar{k}$ -Wertes, b) des Absorptionsgrades  $\alpha_K$  und c) des Emissionsgrades  $\epsilon_L$  für Wand, Dach und Fußboden.

Der Einfluß der Absorption wird deutlich, wenn man den Absorptionsgrad variiert und die Auswirkung auf den Jahreswärmebedarf analysiert. Wie aus Bild 4:21a und Tabelle 4:15b hervorgeht, ist der Einfluß der Absorption besonders für den Typ N wichtig, während er für Typ S und E von untergeordneter Bedeutung ist. Dies liegt natürlich in erster Linie daran, daß die geringen Transmissionsverluste des Typs E und S prozentual zwar einer ähnlichen Variation unterliegen wie die des Typs N (wenn man von dem dämpfenden Einfluß der Hinterlüftung absieht), sich absolut aber nur wenig ändern. Die Auswirkung dieser absolut kleinen Schwankungen auf den Wärmebedarf wird jedoch in den Typen S und E im Vergleich zum Typ N nochmals reduziert, da wegen ihrer verkürzten Heizperiode in Verbindung mit dem saisonal schwankenden Strahlungsangebot nur ein Teil der jährlich verfügbaren Einstrahlungssumme wärmebedarfsreduzierend wirksam wird.

Der Einfluß des Emissionsgrades  $\epsilon_L$  auf den Jahreswärmebedarf ist wegen der im Vergleich zur Größe der kurzwelligigen Strahlung kleinen Differenz zwischen langwelliger Zu- und Abstrahlung  $\Delta L$  (vgl. /160/) geringer als der des Absorptionsgrades (Bild 4:21b, Tabelle 4:15c). Die jahreszeitlichen Schwankungen dieser Differenz sind aufgrund eines wenig veränderlichen Bedeckungsgrades (Tab. 4:4) ebenfalls verhältnismäßig klein, so daß sich eine Änderung des Emissionsgrades in den Typen N, S und E nicht so unterschiedlich auswirkt wie eine Änderung des Absorptionsgrades (Tab. 4:15b, c). Überraschend mag sein, daß die Änderung des Emissionsgrades der Außenwände zu vergleichbaren Resultaten wie eine entsprechende Änderung für die Dachfläche führt. Hier spielt wieder die unterschiedliche Größe des k-Wertes der Bauteile eine Rolle. Hinzu kommt, daß der Emissionsgrad über  $\alpha_s$  selbst in den k-Wert eingeht (vgl. (2:23)) und diesen in Fällen, wo der äußeren Wärmedurchgangszahl besonderes Gewicht zukommt (schlecht wärmegeämmte Bauteile, hinterlüftete Fassaden /55/) spürbar beeinflusst.

Die Wärmeübertragung der Außenwände und des Daches wird im vorliegenden Modell neben den Kenngrößen  $k$ ,  $\alpha_k$  und  $\epsilon_L \approx \alpha_L$  durch den Dämpfungsfaktor  $f$  und die Phasenverschiebung  $\Delta t$  (siehe (2:26)) bestimmt. Wie zu erwarten, hängt der Jahreswärmebedarf nur schwach vom Wert der Größen  $f$  und  $\Delta t$  ab (die völlige Vernachlässigung ihres Einflusses resultiert in einer Unterschätzung des Jahreswärmebedarfs um 0,8% (Typ E) - 1,5% (Typ S)). Ein größerer Effekt zeigt sich nur in den stündlichen Werten. So ergibt sich beispielsweise eine 5% Variation des maximalen stündlichen Wärmebedarfs bei Variation der Phasenverschiebung für die Wand um 24h (Bild 4:22), während im Typ S die maximale Raumtemperatur bei dieser Änderung für die Kontrollstrategie des Basisfalls um 0,7°C schwanken kann. Der Einfluß des Dämpfungsfaktors  $f$  ist geringer. Da die Phasenverschiebung wegen der geringen Abhängigkeit von den Randbedingungen /67/ auf schätzungsweise  $\pm 2h$  genau bestimmt ist, ist insgesamt nur mit geringen Fehlern aufgrund der bezüglich  $\Delta t$  und  $f$  gemachten Modellannahmen zu rechnen.

Der maximale Wärmebedarf wird - wie allgemein bekannt - beträchtlich vom k-Wert der Wand und des Dachs mitbestimmt. Dagegen beeinflusst der Emissionsgrad dieser Bauteile den maximalen Tageswärmebedarf der betrachteten

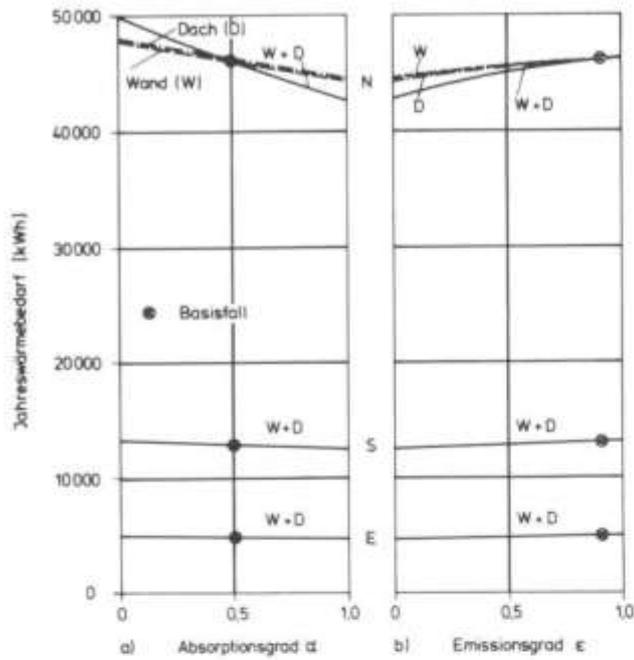


Bild 4.21

Jahreswärmebedarf der Gebäudetypen N, S und E als Funktion des Absorptions- und Emissionsgrades für Wand (---), Dach (-·-·-), Wand und Dach (—)

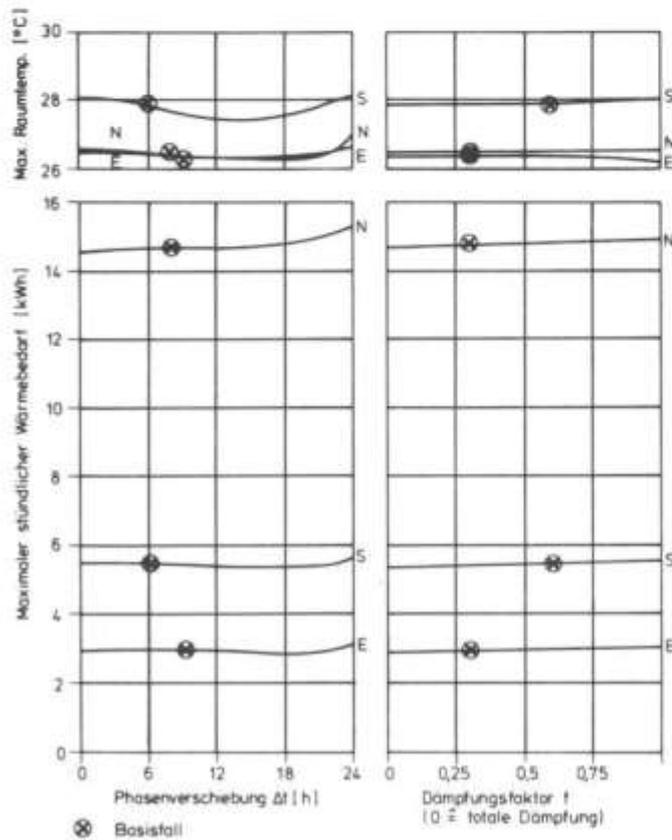


Bild 4.22

Einfluß von Phasenverschiebung und Dämpfungsfaktor der Außenwände auf den maximalen Wärmebedarf und die maximale Raumtemperatur der Gebäudetypen N, S und E.

Gebäudetypen insgesamt nur um bis zu ca. 6%, wenn man die gesamte theoretische Variationsbreite von  $0 \leq \epsilon_L \leq 1$  in Betracht zieht (Wetterbedingung Hamburg 73). Der Einfluß des Absorptionsgrades ist im Bereich  $0 \leq \alpha_k \leq 1$  von ähnlicher Größenordnung.

Der Einfluß der Wärmedämmung auf die maximalen Raumtemperaturen wurde bereits angedeutet. Die Untersuchung ergibt, daß insbesondere im Typ N eine Verbesserung der Dach- wie auch der Wanddämmung zu einer weiteren Absenkung der Maximaltemperaturen führt. Die Reduzierung beträgt jedoch unter den vorliegenden Randbedingungen insgesamt nur wenige zehntel Grad. Zu beachten ist, daß hierbei gleichzeitig die maximalen Temperaturen der innenliegenden Oberflächen dieser Bauteile beträchtlich gesenkt werden, was sich positiv auf das Raumklima auswirkt. Die Erhöhung der Wärmedämmung zum Keller bewirkt naturgemäß eine Erhöhung der Raumtemperaturmaxima: bis zu  $0,5^\circ\text{C}$  im Typ N und E und um bis zu  $0,3^\circ\text{C}$  im Typ S. Umgekehrt ergäben sich bei einer Verringerung der Wärmedämmung der Kellerdecke auf  $k = 2 \text{ W/m}^2\text{K}$  Absenkungen von  $0,2^\circ\text{C}$  in Typ N bis  $1,2^\circ\text{C}$  in Typ S.

Die Frage nach der Bedeutung der räumlichen Verteilung der Transmissionsverluste oder -gewinne für den Wärmebedarf und die maximalen Raumtemperaturen in einem zonierten Gebäude, soll anhand des Zweizonenfalles behandelt werden. Dazu untersuchen wir zum einen den Grenzfall, daß in der Südhälfte des Gebäudes nur die Wärmeleitungsverluste der Südfassade wirksam werden, und zum anderen den Fall, in dem analoges für die Nordzone gilt. Die übrigen Wärmeleitungsverluste (von Dach, Kellerdecke, West-/ Ost- und gegenüberliegender Fassade) werden dabei der jeweilig anderen Zone zugeschlagen. Auf diese Weise ergibt sich eine Verteilung des gesamten bezogenen Wärmestroms  $\bar{U}_R$  von ca. 1:3 bzw. 3:1 zwischen Süd- und Nordzone. Die Resultate der Simulationsrechnungen sind im Vergleich zum Fall der annähernden Gleichverteilung (Gebäudehälften) und dem Einzonnenfall in Tab. 4:16 dargestellt. Wieder zeigt sich, daß zwar der Wärmebedarf der Zonen sehr unterschiedlich sein kann, daß aber die Variation der Zonensumme mit ca. 300-500 kWh/a vergleichsweise gering ist. Die Abweichung zum Fall annähernder Gleichverteilung und dem Einzonnenfall ist bei minimaler Beaufschlagung der Südzone naturgemäß am größten. Die maximalen Raumtemperaturen in der Südzone variieren um bis zu  $1,7^\circ\text{C}$  (Typ S).

Wie bei der Variation der Kapazitätsverteilung, so wurde auch im letzten Fall gegen die Proportionalitätsforderung (von Wärmekapazität der Zone zu bezogenem Wärmestrom) ohne ernsthafte Folgen für die Vergleichbarkeit der Einzonen- mit den Zweizonenergebnissen verstoßen. Analog 4.5.1. soll nun analysiert werden, welche Auswirkung die fehlende Proportionalität bei gleichzeitig zonal unterschiedlichen Heiztemperatursetzpunkten hier hat. Die Jahreswärmebedarfssummen beider Zonen weichen - wie Tab. 4:17, Spalte 6 zeigt - nun um bis zu ca. 4450 kWh (Typ N), 1850 kWh (Typ S) und 1400

Typ	Zonen (entkoppelt)	*Bezogener Wärmestrom $\bar{U}_R$ [%]			Jahreswärmebedarf [kWh]			Maximaltemperatur [°C]		
		Nord	Süd	$\Sigma$	Nord	Süd	$\Sigma$	Nord	Süd	*Gewichtetes Mittel
Typ N	2 Zonen (entkoppelt)	75	25	100	35222	11679	46901	25,9	26,9	26,3
		49	51	100	23848	22777	46625	26,0	26,7	26,4
		23	77	100	12542	34041	46583	26,3	26,5	26,4
	1 Zone	./.	./.	100	./.	./.	46541	./.	./.	26,4
Typ S	2 Zonen (entkoppelt)	74	26	100	10365	3309	13674	26,1	28,8	27,1
		49	51	100	6780	6353	13133	26,9	27,3	27,1
		23	77	100	3527	9712	13239	27,7	27,1	27,3
	1 Zone	./.	./.	100	./.	./.	13013	./.	./.	27,8
Typ E	2 Zonen (entkoppelt)	77	23	100	4796	701	5497	25,7	27,2	26,2
		48	52	100	2615	2336	4951	25,7	27,1	26,4
		20	80	100	747	4380	5127	26,9	26,4	26,6
	1 Zone	./.	./.	100	./.	./.	4909	./.	./.	26,3

\*100 %  $\hat{=}$  605 W/K für Typ N  
 $\hat{=}$  225 W/K für Typ S  
 $\hat{=}$  122 W/K für Typ E

\* analog Tab. 4:13  
 mit  $C_R^{Süd} = C_R^{Nord} = C_R/2$   
 mit  $\bar{U}_R^{Süd}, \bar{U}_R^{Nord}$  wie oben

Tab. 4:16 Jahreswärmebedarf und maximale Raumtemperaturen der Gebäudetypen N, S und E in Abhängigkeit von der zonalen Verteilung der Transmissionsverluste und -gewinne, Hamburg 1973

Typ	2 Zonen $\theta_H^{Nord} = 22^\circ\text{C}, \theta_H^{Süd} = 18^\circ\text{C}$			i Zone			*Abweichungen $\Delta$				
	+Bezogener Wärmestrom $\bar{U}_R$ [%]			Jahreswärmebedarf [kWh]			++ $\theta_H$ [°C]	*Jahreswärmebedarf [kWh]	im Jahreswärmebed. [kWh]		
	1 Nord	2 Süd	3 $\Sigma$	4 Nord	5 Süd	6 $\Sigma$	7	8 1. Näherg.	9 2. Näherg.	10 $\Delta = 8 - 6$	11 $\Delta = 9 - 6$
Typ N	75	25	100	42484	9247	51731	21,00	51600	51950	-150	+200
	49	51	100	28994	18280	47274	19,96	46500	46900	-900	-350
	23	77	100	15551	27473	43024	18,92	41700	41850	-1600	-1150
Typ S	74	26	100	12696	2501	15197	20,96	14550	14650	-750	-550
	49	51	100	8322	5002	13324	19,96	12900	13200	-350	-100
	23	77	100	4331	7701	12032	18,92	11600	11700	-750	-350
Typ E	77	23	100	6009	427	6436	21,08	5700	5700	-800	-750
	48	52	100	3306	1723	5029	19,92	4800	4950	-200	-100
	20	80	100	1199	3381	4580	18,80	4300	4200	-450	-400

+ analog Tab. 4:16

\* gerundet auf 50 kWh

$$++ \theta_H = \bar{\theta}_H = (\bar{U}_R^{Nord} \cdot 22^\circ\text{C} + \bar{U}_R^{Süd} \cdot 18^\circ\text{C}) / \bar{U}_R$$

Tab. 4:17 Jahreswärmebedarf der Gebäudetypen N, S und E in Abhängigkeit von der räumlichen Verteilung der Transmissionsverluste und -gewinne bei zonal unterschiedlichen Heiztemperaturen, Hamburg 1973

kWh (Typ E) vom bereits diskutierten Fall unterschiedlicher Setzpunkte und (annähernd) zonal gleicher bezogener Wärmeströme ab. Grund hierfür ist offensichtlich, daß den zonal unterschiedlichen Heiztemperatursetzpunkten je nach Wärmeübertragungseigenschaften der Gebäudezone ein unterschiedliches Gewicht zukommt. Berücksichtigt man diesen Sachverhalt in der Definition einer mittleren Heiztemperatur  $\theta_H$  mit Gewichtsfaktoren, die den zonalen bezogenen Wärmeströmen proportional sind, so zeigt sich, daß das Einzonenmodell mit dieser Temperatur Ergebnisse liefert (Tab. 4:17, Spalte 8), die den Jahreswärmebedarfssummen des Zweizonenfalles relativ nahekommen. Die Abweichungen (Spalte 10) betragen maximal 3,5 % (1600 kWh/a) für Typ N, 5% (750 kWh/a) für Typ S und 12% (800 kWh/a) für Typ E. Die relativ hohen maximalen Abweichungen für Typ E sind dadurch begründet, daß bei starker Reduzierung des bezogenen Wärmestroms der Südzone der Wärmebedarf dieser Zone stark nichtlinear sowohl mit der Heiztemperatur als auch mit dem bezogenen Wärmestrom abnimmt (der jährliche Nutzungsgrad der freien Wärme sinkt!). Eine Verringerung der Abweichungen auf 2,5 (1150 kWh/a) für Typ N, 3,5% (550 kWh/a) für Typ S und 11% (700 kWh/a) für Typ E ergibt sich, wenn man die Nichtlinearitäten in der Heiztemperatur gemäß der Sehnennäherung nach 4.4.3. erfaßt (Tab. 4:17, Spalte 9, 11). Auf die Erörterung weiterer möglicher Korrekturen soll hier verzichtet werden.

#### 4.5.3. Fenster

Wegen ihrer Bedeutung als potentielle Verlustquelle gingen technische wie normative Bemühungen zur Energieeinsparung bei Fenstern zunächst dahin, den k-Wert zu verringern /174-179/. Diese Maßnahme ist jedoch oft von einer Reduktion des Energiedurchlaßgrades g begleitet - was für den sommerlichen Wärmeschutz erwünscht, für die Nutzung der Sonneneinstrahlung in der Heizperiode jedoch von Nachteil ist /175, 177/. Wie bereits in 3.5.3. angedeutet, können sich beide Effekte durchaus kompensieren, so daß eine genauere Analyse dieser Zusammenhänge notwendig ist.

In jüngerer Zeit hat sich eine größere Zahl von Publikationen (siehe u.a. /180-189/) mit der Nutzung der Sonneneinstrahlung in Gebäuden befaßt. Die Bedeutung des Energiedurchlaßgrades wird dabei an vielen Beispielen demonstriert und analysiert. Die Abhängigkeit seines Einflusses vom

Wärmedämmstandard des Gebäudes wird jedoch nicht untersucht. In der recht umfassenden Analyse von Rouvel und Wenzel /190/ von Fenstern in Räumen wird der Einfluß unterschiedlicher Wärmedämmung und unterschiedlichen Wärmebedarfs zwar implizit als Reduktionsfaktor einer "wirksamen Fensterfläche" berücksichtigt, es wird hierbei jedoch davon ausgegangen, daß für ein konstantes Verhältnis von Strahlungsangebot zu dem Jahreswärmebedarf ohne Sonneneinstrahlung eine konstante Nutzung des Angebots vorliegt. Wegen der saisonalen Schwankungen des Strahlungsangebots kann diese Annahme streng jedoch nur für eine feste Heizperiode gelten. Sie darf deshalb für die hier betrachteten Gebäude nicht zugrunde gelegt werden. Im folgenden soll daher eine eigne Untersuchung anknüpfend an /156, 191/ durchgeführt werden, die insbesondere der Abhängigkeit des Fenstereinflusses vom Gebäudestandard Rechnung trägt.

#### Jahreswärmebedarf

Wir gehen von den drei wärmetechnischen Gebäudestandards N, S und E (Tab. 4:2) und der dazugehörigen Grundbetriebsweise mit variablem Sonnenschutz (Tab. 4:3) aus und berechnen zunächst die Auswirkung von Verglasungen variabler Fläche und unterschiedlicher optischer, wärmetechnischer Eigenschaften (Tab. 4:18), sowie unterschiedlicher Orientierungen auf den Jahreswärmebedarf.

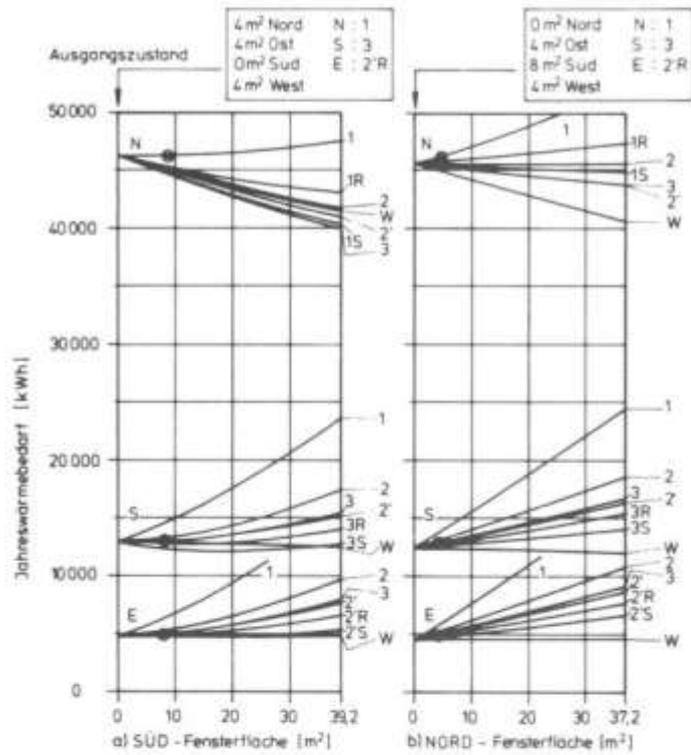
In Bild 4:23a ist der Jahreswärmebedarf als Funktion der Südfensterfläche aufgetragen. Hier sind als Fenster ausgewählt worden: Einfachscheiben (1), Doppelscheiben (2), goldbeschichtete Doppelscheiben (2'), Dreifachscheiben (3) und als "Fenster ohne Lichttransmission" Wandelemente (W) vom Standard des Typs E. Um den Effekt von Rolläden zu demonstrieren, sind die in den Gebäuden jeweils standardmäßig eingesetzten Fenster zusätzlich mit einem normalen (R) und einem speziell wärmegeämmten, dichten (S) Rolläden versehen worden. In West-, Nord- und Ostrichtung sind die standardmäßig vorgesehenen Fenster (Tab. 4:1, Tab. 4:2) belassen worden.

Geht man nun von einem Fensterflächenanteil Null in der Südfassade aus und setzt schrittweise Fenster ein bis 100% der Fassadenfläche ( $39,2\text{m}^2$ ) erreicht sind, so zeigt Bild 4:23a, daß im Typ N bei Verwendung von Einfachscheiben eine schwache Vergrößerung des Wärmebedarfs eintritt, während sich für die gut isolierten Gebäude große, zunächst überpro-

portional mit der Fensterfläche ansteigende Verluste ergeben. Reduziert man nun den k-Wert der Fenster, in dem man zu Doppel-, Dreifachscheiben oder der Typ E-Wand übergeht, so läßt sich der Wärmebedarf erheblich verringern. Es zeigt sich dabei, daß Doppelscheiben (2) in der Südfassade des Typs N sogar zu einer absoluten Reduzierung des Wärmebedarfs führen ("passive Heizung"), obwohl ihr k-Wert annähernd doppelt so hoch ist wie der der ersetzten Wand. Ihre Wirkung kommt sogar der einer mit mehr als 20 cm-Wärmedämmung versehenen Wand (W) nahe. Dies weist bereits auf die hohe Bedeutung des Energiedurchlaßgrades im Typ N hin. In den Typen S und E ist jedoch eine gut wärmegeämmte Wand zumindest Doppelscheiben überlegen. Offenbar hat hier der Energiedurchlaßgrad g einen geringeren Stellenwert. Eine "passive Heizung" wird in geringem Umfang in diesen Typen meist erst dann möglich, wenn man Rolläden oder Nachtdämmung hinzunimmt. Hinzuweisen ist auf das große Einsparpotential, das sich insbesondere im Typ N bei Verwendung speziell wärmegeämmter, dicht schließender Fensterläden (Nachrüstungsmaßnahmen!) ergibt.

Um den Einfluß der Fensterorientierung auf den Wärmebedarf zu demonstrieren, ist in Bild 4:23b der Jahreswärmebedarf als Funktion der Nordfensterfläche aufgetragen. Angemerkt sei, daß im Typ N für verbesserte Fenster auch in dieser Orientierung Gewinne bei Vergrößerung der Fenster möglich sind. Die gut wärmegeämmte Wand (W) ist jedoch hier allen Fenstern weit überlegen.

Die unterschiedliche Bedeutung des Energiedurchlaßgrades in den drei Gebäudetypen ist Folge der unterschiedlichen Nutzung der Sonneneinstrahlung durch Fenster (vgl. Tab. 4:5). Eine genauere Analyse ist deshalb mit Hilfe der monatlichen Nutzungsgrade  $\eta_F$  (Tab. 4:19), die analog zu 3.5.2. ermittelt werden, möglich. Tab. 4:19 (S. 170) zeigt, daß in allen drei Gebäuden während der Heizperiode (vgl. Bild 4:1) eine hohe Ausnutzung der Sonneneinstrahlung durch Fenster stattfindet (im Mittel zwischen 80 und 95 Prozent), während außerhalb dieser Zeit die Nutzung stark zurückgeht. Entscheidend für die jährliche Nutzung und damit für die Bedeutung des Energiedurchlaßgrades ist deshalb vorwiegend die Länge der Heizperiode - und das Strahlungsangebot in dieser Zeit. Wärmedämmstandard und Wärmebedarf bestimmen diese Länge mit und wirken sich daher hauptsächlich indirekt auf den Nutzungsgrad  $\eta_F$  aus.



- 1 Einfachscheiben
- 2 Doppelscheiben
- 2' Doppelscheiben, goldbeschichtet
- 3 Dreifachscheiben
- W Wärmedämmung PEH
- R mit Rolläden  $k = 3,5 \text{ W/m}^2\text{K}$
- S mit Spezialrolläden  $k = 1 \text{ W/m}^2\text{K}$
- Basisfall

Bild 4.23 Jahreswärmebedarf als Funktion der Süd- und Nordfensterfläche für die Gebäudetypen N, S und E

	Fenstersysteme										
	(1)	(1R)	(1S)	(2)	(2')	(2'R)	(2'S)	(3)	(3R)	(3S)	(W)
k-Wert Glas $[W/m^2K]$ $k_G$	5,9			3,2	1,9			2,3			./.
k-Wert Rahmen $[W/m^2K]$ $k_{Ra}$	2,2			2,1							0,16
k-Wert Rolläden $k_{Ro}$	./.	3,5	1,0	./.	./.	3,5	1,0	./.	3,5	1,0	./.
Rahmenanteil $f_{Ra}$	0,3										1,0
(effektiver) Absorptionsgrad Rahmen / Rolläden $\alpha_{Ra}$	0,5										0,38
g-Wert Scheibe $g$	0,88			0,79	0,50			0,71			./.
Red. faktor diffus $f_d$	0,92			0,90	0,96			0,89			1
$\bar{k} = (k_{Nacht} + k_{Tag})/2$	4,79	3,50	2,82	2,87	1,96	1,64	1,32	2,24	1,84	1,47	0,16
$\bar{g} = (1-f_{Ra}) \cdot f_d \cdot g + f_{Ra} \cdot \frac{k_{Ra} + \alpha_{Ra}}{\alpha_a}$	0,58			0,51	0,35			0,46			0,00

$$*k_{Tag} = (1-f_{Ra}) \cdot k_G + f_{Ra} \cdot k_{Ra}$$

$$1/k_{Nacht} = (1/k_{Tag} + 1/k_{Ro} - 1/\alpha_a)$$

- (1) Einfachscheiben
- (2) Doppelscheiben
- (2') Doppelscheiben beschichtet
- (3) Dreifachscheiben
- (W) Wand Typ E
- (R) einfacher Rolläden
- (S) Spezialrolläden, Nachtdämmung

Tab. 4:18 Kennzahlen ausgewählter Fenstersysteme

Zeitraum	Typ N		Typ S		Typ E	
	(a)	(b)	(a)	(b)	(a)	(b)
J	113	100	89	100	66	100
F	229	100	181	100	135	99
M	584	100	461	97	344	92
A	692	100	544	98	410	91
M	896	96	701	73	534	43
J	1065	69	829	34	637	6
J	904	54	706	22	539	2
A	1019	61	800	27	608	23
S	632	88	499	62	373	31
O	425	100	311	95	253	89
N	309	100	245	100	180	100
D	194	100	153	100	113	100
1973	7065	83	5550	63	4184	44
Heizperiode	7065	83	3215	80	1501	94
Jahresrest	./.	./.	2335	12	2683	16

(a) solare Lasten (Sonneneinstrahlung durch Fensterscheiben)(kWh)  
 (b) Nutzungsgrad  $\eta_f$  %

Tab. 4:19 Monatliche solare Lasten (Standardfall, ohne Abschattung) der Gebäudetypen N, S und E und deren Nutzung zur Wärmebedarfsreduzierung

Nur an sehr sonnenreichen Heiztagen ist - wenn man eine Vergrößerung der Südfensterfläche in Betracht zieht - der Wärmedämmstandard von unmittelbarer Bedeutung. In gut wärmegeprägten Gebäuden wird der Wärmebedarf an einem Großteil dieser Klasse von Tagen verhältnismäßig schnell gedeckt, so daß bei einer zu starken Erhöhung der Fläche nur sonnenärmere Tage als Heiztage übrigbleiben. An diesen ist dann der k-Wert des Fensters von dominierendem Einfluß. Dies erklärt den anfänglich nicht linearen Kurvenverlauf in Bild 4:23a für die Typen S und E, der bei größeren Südfensterflächen (ab ca. 15-30 m<sup>2</sup>) in einen linearen Verlauf übergeht.

Um den Einfluß des Energiedurchlaßgrades und des k-Wertes auf den Jahreswärmebedarf der drei Gebäudetypen zu quantifizieren, ist eine Regressionsanalyse der Ergebnisse bezüglich der Differenzen der mittleren Durchlaßgrade  $\bar{g}$  und der Differenzen der mittleren Wärmedurchgangskoeffizienten  $\bar{k}$  der Fenster (Tab. 4:18) durchgeführt worden. Die Differenz  $\Delta Q_H$  im Jahreswärmebedarf  $Q_H$  bezogen auf die Fensterfläche  $A_i$  der Orientierung  $i$  kann dann als lineare Superposition zweier Effekte dargestellt werden:

$$\frac{\Delta Q_H}{A_i} = a_i \Delta \bar{g} + b_i \Delta \bar{k} \pm \sigma \quad (4:2)$$

(4:2) hat gegenüber Darstellungen mittels des "äquivalenten k-Wertes" (siehe z.B. /190/) den Vorteil, daß sowohl  $\bar{g}$  als auch  $\bar{k}$  in ihrem Einfluß auf den Wärmebedarf explizit sichtbar werden. Die Konstanten  $a_j$  und  $b_j$  sind gemäß (4:2) dem durchschnittlichen Anstieg des Jahreswärmebedarfs pro Einheit Fensterfläche ( $1\text{m}^2$ ) gleich, der durch die Änderung des Energiedurchlaßgrades  $\bar{g}$  um eine Einheit (1), beziehungsweise durch die Änderung von  $\bar{k}$  um eine Einheit ( $1\text{ W/m}^2\text{K}$ ), verursacht wird.  $a_j\Delta\bar{g}$  und  $b_j\Delta\bar{k}$  geben die entsprechenden Anstiege für eine beliebige Variation von  $\Delta\bar{g}$  und  $\Delta\bar{k}$  wieder. Mit Hilfe von (4:2) kann daher der Anstieg des Jahreswärmebedarfs für verschiedenste Fenstersysteme abgeschätzt werden. Insbesondere ergibt (4:2), daß eine Änderung des  $\bar{k}$ -Wertes um  $\Delta\bar{k}$  einer Änderung des Energiedurchlaßgrades  $\bar{g}$  um  $-\Delta\bar{k}\frac{b_j}{a_j}$  äquivalent ist. Natürlich kann (4:2) zur Analyse rahmenloser Fenster benutzt werden, indem man  $\bar{k}=k$  und  $\bar{g}=g_{\text{diff}}$  setzt (vgl. Tab. 4:18). Ferner läßt sich mit Hilfe von (4:2) abschätzen, mit welchen Fenstern eine "direkte passive Beheizung" möglich ist, indem man die Kenngrößen der Fenster, zu den Kenngrößen der Wand ( $\bar{g} \approx \alpha_K \frac{k_W}{\alpha_a} \geq 0$ ) in Bezug setzt.

In Tab. 4:20 (S. 173) sind die Resultate der Regressionsanalyse für die Fensterflächen des Basisfalls ( $4\text{ m}^2$  und  $8\text{ m}^2$ ), sowie für die Maximalflächen in den Orientierungen Süd, West und Nord eingetragen. Die Regressionskoeffizienten, die sich analog (4:2) bei gleichzeitiger Variation des Fenstertyps in allen Richtungen ergeben, sind in Tab. 4:21 zusammengefaßt. Auf eine besondere Darstellung der Resultate für die Ostrichtung wurde wegen deren Ähnlichkeit zur Westrichtung - wenn man von Einflüssen der Rolladenöffnungszeit absieht - verzichtet.

Wie die Tabellen zeigen, beträgt die Genauigkeit  $\sigma$  der Regressionsformel mit den angegebenen Koeffizienten für die betrachteten Fenster  $2-14\text{ kWh}/(\text{am}^2)$ . Die Koeffizienten  $b$  sind fast unabhängig von der Fensterfläche und deren Orientierung und ähnlich für die Gebäudetypen N, S und E. Ihr Wert zeigt an, daß die Verringerung des  $\bar{k}$ -Wertes um  $1\text{ W/m}^2\text{K}$  in einer Verringerung des Jahreswärmebedarfs um  $80-100\text{ kWh/m}^2$  resultiert (vgl. Tab. 4:20 und 4:21). Andererseits führt eine Verringerung des Energiedurchlaßgrades  $\bar{g}$  um  $0,1$  zu einer Erhöhung des Jahreswärmebedarfs um ca.  $10-60\text{ kWh}$  pro Quadratmeter Fensterfläche. Für eine Südfensterfläche von  $8\text{ m}^2$  hebt die Verringerung des Energiedurchlaßgrades  $\bar{g}$  um  $0,17$  in Typ N,

um 0,24 in Typ S und um 0,27 für Typ E eine Reduktion des  $\bar{k}$ -Wertes um  $1 \text{ W/m}^2\text{K}$  auf. Für die Veränderung aller Fenster im Gebäude ist dies gemäß Tab. 4:21 bei  $\Delta\bar{g} = -0,2$  in Typ N, bei  $\Delta\bar{g} = -0,27$  in Typ S und bei  $\Delta\bar{g} = -0,37$  in Typ E der Fall. Diese Zahlen machen den Stellenwert des Energiedurchlaßgrades deutlich und zeigen, wie sehr bei einer Verbesserung der Fenster darauf geachtet werden muß, daß der Energiedurchlaßgrad erhalten bleibt oder wenn möglich erhöht wird (Verbesserung der Scheiben, Reduktion des Rahmenanteils). Immerhin gilt in Umkehrung obiger Betrachtungsweise, daß eine Verbesserung des Wertes  $\bar{g}$  um die genannten Beträge einer Reduktion des  $\bar{k}$ -Wertes um  $1 \text{ W/m}^2\text{K}$  entspricht. Die Abhängigkeit der Koeffizienten von Fensterfläche, Orientierung und Wärmebedarf spiegelt die anhand von Bild 4:23 qualitativ erläuterte Bedeutung des  $g$ -Wertes unter verschiedenen Randbedingungen wieder.

Zur Verallgemeinerung der Ergebnisse von Tab. 4:20 und 4:21 auf verschiedene Randbedingungen bietet sich eine ähnliche Vorgehensweise zu /190/ an, die jedoch die variierende Heizperiode und die Schwankungen im Strahlungsangebot berücksichtigen muß. Wie dies zu geschehen hat, sei im folgenden skizziert.

Abweichende Außen- oder Innentemperaturen (oder Heiztemperatursetzpunkte) wirken sich näherungsweise in einer proportionalen Veränderung des Wärmedurchgangs aus. Sie lassen sich deshalb durch einen Korrekturfaktor zu  $b$  berücksichtigen. Dieser kann als Quotient der entsprechenden Mitteltemperaturen oder der Gradtagzahlen über die jeweilige Heizperiode bestimmt werden.

Die Änderung der mittleren Einstrahlung (wetter- oder umgebungsbedingt), kann man - wegen ihrer Äquivalenz zu einer Änderung von  $\bar{g}$  - durch einen Korrekturfaktor zu  $a$  erfassen. Den Korrekturfaktor ermittelt man zweckmäßigerweise durch Vergleich gewichteter Jahresmittel, wobei als Wichtungskoeffizienten die monatlichen Nutzungsgrade  $\eta_{Fj}$  ( $j = 1, \dots, 12$ ) der Sonneneinstrahlung durch Fenster (Tab. 4:19) heranzuziehen sind. Eine Veränderung des Angebots  $Q_I$  interner Lasten wirkt sich, wie in Tab. 4:5, 4:22 gezeigt, ebenfalls auf die Ausnutzung der solaren Lasten und somit auf  $a$  aus.  $a$  ist hier also in erster Ordnung proportional zur Änderung von  $\eta_F$  (Tab. 4:22) zu korrigieren.

$A_j$ [m <sup>2</sup> ]	Gebäude- typ	i = Süd			i = West			i = Nord		
		$a_j$	$b_j$	$\sigma_j$	$a_j$	$b_j$	$\sigma_j$	$a_j$	$b_j$	$\sigma_j$
4	N	-590	98	4	-440	98	3	-260	96	5
	S	-420	94	3	-250	94	3	-160	92	2
	E	-330	86	3	-190	84	2	-140	85	4
8	N	-580	99	4	-430	98	3	-250	96	5
	S	-400	95	5	-230	91	2	-150	91	2
	E	-310	85	2	-180	84	2	-120	84	2
Süd 39,2 West 26,6 Nord 37,2	N	-500	99	9	-383	97	6	-230	95	5
	S	-250	95	14	-200	94	7	-140	93	5
	E	-210	87	10	-160	85	5	-120	86	3

Einheiten: a [kWh/am<sup>2</sup>], b [(kWh/am<sup>2</sup>)/(W/m<sup>2</sup>K)],  $\sigma$  [kWh/am<sup>2</sup>]

Tab. 4:20 Regressionskoeffizienten für den Jahreswärmebedarf  $Q_H$  der Gebäudetypen N, S und E in Hamburg 1973 für verschiedene Fensterflächen  $A_j$  und Fensterorientierungen i (Fensterflächenvariation nur in Richtung i, übrige Richtungen Standardflächen)

	$a_{tot}$	$b_{tot}$	$\sigma$
N	-470	97	2
S	-350	95	9
E	-230	85	10

Einheiten: siehe Tab. 4:20

Tab. 4:21 Regressionskoeffizienten für den Jahreswärmebedarf der Gebäudetypen N, S und E in Hamburg 1973 für Standardfensterflächen

Interne Last	Nutzungsgrad $\eta_F$ [%]		
	N	S	E
0	86	80	73
*15 kWh/d	82	63	44
30 kWh/d	77	45	24

\* Basisfall

Tab. 4:22 Jährlicher Nutzungsgrad  $\eta_F$  der solaren Lasten in den Gebäudetypen N, S und E bei Variation der internen Last

Der Einfluß der Wärmekapazität  $C_R$  auf den Jahreswärmebedarf ist, wie in 4.5.1. gezeigt, für "normale" Fensterflächen von untergeordneter Bedeutung.  $C_R$  geht wiederum primär über den Nutzungsgrad  $\eta_F$  - dessen Änderung aus Bild 4:18 abgeschätzt werden kann - als Korrektur zu a ein. Ein etwas größerer Einfluß der Wärmekapazität auf den Jahreswärmebedarf ist bei großen Südfenstern zu erwarten. Für die maximale Fläche von 39,2 m<sup>2</sup> ergibt - wie Zusatzrechnungen zeigen - die Verringerung der Wärmekapazität auf  $C_R = 4$  kWh/K Korrekturfaktoren von ca. 0,8 für Typ N, 0,95 für Typ S und 0,85 für Typ E, bei Erhöhung auf 40 kWh/K Korrekturfaktoren von 1,05 Typ N, 1,3 für Typ S und 1,2 für Typ E.

Mit wachsender Südfensterfläche ist auch ein stärkerer Einfluß einer Gebäudezonierung gegeben. Zur Abschätzung des Effekts ist der Jahreswärmebedarf des aus einer entkoppelten Nord- und Südhälfte bestehenden Zweizonengebäudes berechnet worden. Wie Bild 4:24 für den Fall der standardmäßig eingebauten Fenster zeigt, erhöht sich der Jahreswärmebedarf maximal um 1660 kWh in Typ N, 1420 kWh in Typ S und 760 kWh in Typ E, was einer ca. (-10)-(-15)prozentigen Korrektur des entsprechenden Koeffizienten  $a$  in Tab. 4:20 entspricht.

#### Maximaler Tageswärmebedarf

Der Einfluß der Fenster auf den maximalen Tageswärmebedarf wird vorwiegend durch den  $k$ -Wert bestimmt. Der Energiedurchlaßgrad spielt - wie bereits aus Tab. 4:5 ableitbar - eine zwar nicht zu vernachlässigende, so jedoch untergeordnete Rolle. Für allgemeine Aussagen wäre das durchschnittlich zu erwartende Strahlungsangebot am Tag maximalen Bedarfs zu ermitteln, worauf hier jedoch verzichtet werden soll.

#### Thermischer Wohnkomfort

Wichtig für eine ausgewogene Bewertung von Fenstern im Energiehaushalt von Gebäuden, ist deren Auswirkung auf den thermischen Wohnkomfort. Im Winter ist zu berücksichtigen, daß kalte Glasflächen eine Anhebung der Raumtemperatur  $\theta_R$  erforderlich machen, wenn auch in der Nähe dieser Flächen Komfort gewährleistet werden soll. Hierdurch entstehen zusätzlich Verluste, die im folgenden abgeschätzt werden sollen. Legt man die relativ weitgehenden Anforderungen nach Fanger /192/ zugrunde, so lassen sich nach Esdorn und Schmidt /48/ diese Verluste durch Beaufschlagung des  $k$ -wertes des betreffenden Außenbauteils mit einem Korrekturfaktor  $1+z_A^*$ ,  $z_A^*(k) = \max(0; 0,04(k-1,25 \text{ W/m}^2\text{K}))$ , näherungsweise ermitteln. Für Einfachfenster ( $\bar{k} = 4,79 \text{ W/m}^2\text{K}$ ) ergibt sich daraus mit  $z_A^* = 14\%$  und Tab. 4:21 in Typ N ein Anstieg des Jahreswärmebedarfs um  $65 \text{ kWh}/(\text{m}^2\text{a})$ , was für  $20 \text{ m}^2$  Fensterfläche zu einer Erhöhung des Wärmebedarfs von  $46100 \text{ kWh/a}$  auf  $47400 \text{ kWh/a}$  führen würde. Für die Fensterkombination im Typ E ( $\bar{k}=1,64 \text{ W/m}^2\text{K}$ ) ist  $z_A^* = 1,5\%$  vernachlässigbar.

Auch im Typ S (Dreifachscheibenfenster,  $\bar{k} = 2,24 \text{ W/m}^2\text{K}$ ) schlägt  $z_A^*$  mit 4% nicht sonderlich zu Buche.\*

Im Sommer ist mit steigender Glasfläche eine Anhebung der Raumtemperaturen verbunden, die bei mangelnder Anpassung der Regelstrategie oder Bauweise zu unkomfortablen raumklimatischen Bedingungen führt. Dieses ist, wie Bild 4:25 zeigt, besonders in den Südzone der leichten Gebäude S und E möglich. Eine gute Ankopplung der Südzone ans übrige Gebäude erbringt jedoch eine Temperaturabsenkung von bis zu 4°C. Für eine verglaste Südfassade ließe sich dabei im Typ E der Zeitraum mit Temperaturen über 26°C auf 120h einschränken (Maximum 28,4°C). Im Typ N würden sich in diesem Falle an 40h Raumtemperaturen über 26°C einstellen. Zusätzliche Maßnahmen sind jedoch für große Glasflächen vor allem in Typ S erforderlich (vgl. 4.4.2. und 4.5.1.).

Wie eine Analyse der monatlichen Energiebilanzen verglaster Gebäude zeigt (vgl. 4.1.3. und /191/), sind große Energieüberschüsse zu kontrollieren.

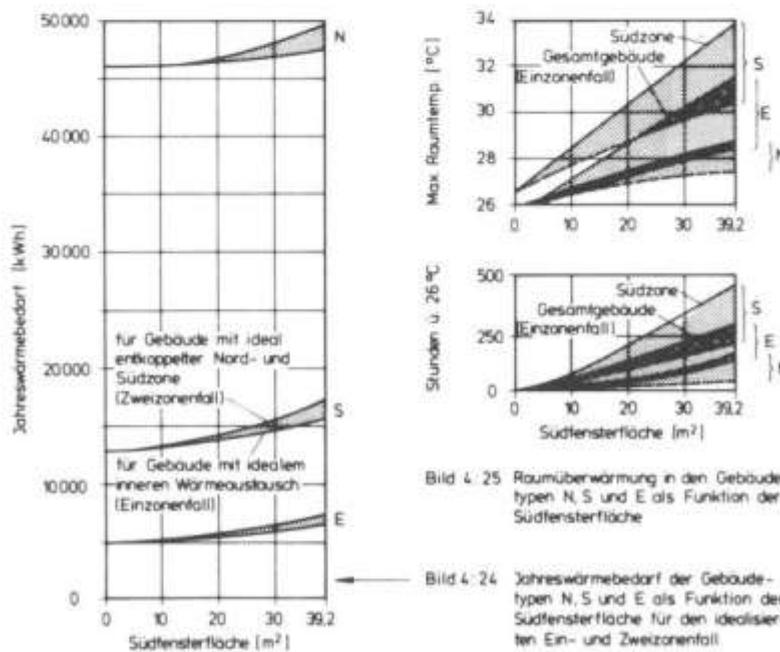


Bild 4: 25 Raumüberwärmung in den Gebäudetypen N, S und E als Funktion der Südfensterfläche

Bild 4: 24 Jahreswärmebedarf der Gebäudetypen N, S und E als Funktion der Südfensterfläche für den idealisierten Ein- und Zweizonnenfall

\* Analog ergibt sich für die Wände des Typs N ein Außenflächenzuschlag  $z_A^* = 1,3\% \hat{=} \Delta Q_H/A_W = 1,8 \text{ kWh}/(\text{m}^2\text{a}) \hat{=} \Delta Q_H \approx 200 \text{ kWh/a}$ .

Solche Gebäude sind daher empfindlich gegen Störungen in der Regelstrategie. Dies ist bei einer Ausstattung von Gebäuden mit großflächigen Verglasungen zu berücksichtigen.

#### 4.5.4. Fugenlüftung

Da sich die Fugenlüftungsverluste in der Praxis nicht immer ohne weiteres bestimmten Bauteilen zuordnen lassen /83/, ist von einer Variation der Fugenlüftungsrate  $\eta_{FUG}$  bei Veränderung der Bauteile in den vorangehenden Paragraphen abgesehen worden. Der Einfluß einer sich ändernden Fugenlüftungsrate soll deshalb hier separat betrachtet werden.

Um den Einfluß der Fugenlüftungsrate  $\eta_{FUG} = \max(a_1 w; a_2 \sqrt{|\Delta T|})$  auf den Jahreswärmebedarf der drei Grundtypen N, S und E zu bestimmen, sind die Koeffizienten  $a_1$  und  $a_2$  variiert worden, wobei ihre Proportion  $a_1/a_2 = 4$  zunächst konstant gelassen wurde\*. Zusätzlich wurden zum Vergleich für alle drei Gebäude Rechnungen unter der Annahme übers Jahr konstanter Fugenlüftungsrate durchgeführt. Die Ergebnisse für den Jahreswärmebedarf sind in Bild 4:26 bezogen auf die Fugenlüftungsrate im Jahresmittel  $\bar{\eta}_{FUG}$  aufgetragen.

Es ergibt sich, daß eine wind- und temperaturabhängige Fugenlüftungsrate mit dem Jahresmittel  $\bar{\eta}_{FUG}$  in ihrer Auswirkung auf den Jahreswärmebedarf der drei Gebäudetypen nahezu (auf 3-5%) äquivalent einer konstanten Lüftungsrate der Größe  $\bar{\eta}_{FUG}$  ist. Aufgrund der höheren monatlichen Fugenlüftungsrate im Winter hätte man zumindest für den Typ E eine größere Abweichung erwartet. Berücksichtigt man jedoch, daß insbesondere an kalten Tagen die Windgeschwindigkeit  $w$  verhältnismäßig gering ist /159; 52, S. 33/, werden die Resultate plausibel. Bezüglich der Höhe des Jahreswärmebedarfs in Abhängigkeit von  $\eta_{FUG}$  gelten folglich zu 4.4.1. analoge Überlegungen.

Wegen der geringen Windgeschwindigkeit an kalten Tagen, sinkt die Fugenlüftungsrate insbesondere am Tag des maximalen Wärmebedarfs unter den

---

\*  $a_1/a_2 = 4$  ist in guter Näherung äquivalent mit der Annahme einer homogenen Fugenverteilung über die vertikalen Außenflächen bei verschwindender Undichtigkeit von Decke und Fußboden.

Jahresmittelwert ab, so daß für dessen Größe der Ansatz eines konstanten Luftwechsels zu einer Überschätzung führen würde. Für das Jahr 1973 ergibt sich in allen drei Gebäudetypen eine gegenüber dem Jahresmittel halbierte Rate. Eine genauere Analyse des Tagesverlaufs (Wetterdaten siehe Tab. 2:3) zeigt, daß die Windgeschwindigkeit - insbesondere nachts - so weit absinkt, daß der Fugenluftwechsel weitgehend thermisch dominiert wird. In einer Empfindlichkeitsanalyse (\*Bild 4:27b) kommt dies darin zum Ausdruck, daß sich der Tageswärmebedarf bei Verringerung des Koeffizienten  $a_1$  kaum verändert. Dies deutet daraufhin, daß bei einer Auslegung der Heizanlage auch in Einfamilienhäusern der thermische Auftrieb unter Umständen zu berücksichtigen ist. Andererseits ergibt eine Verringerung von  $a_2$  ebenfalls keine merkliche Absenkung des Tageswärmebedarfs, was anzeigt, daß das Übergewicht der Auftriebskräfte nur schwach ist\*\*.

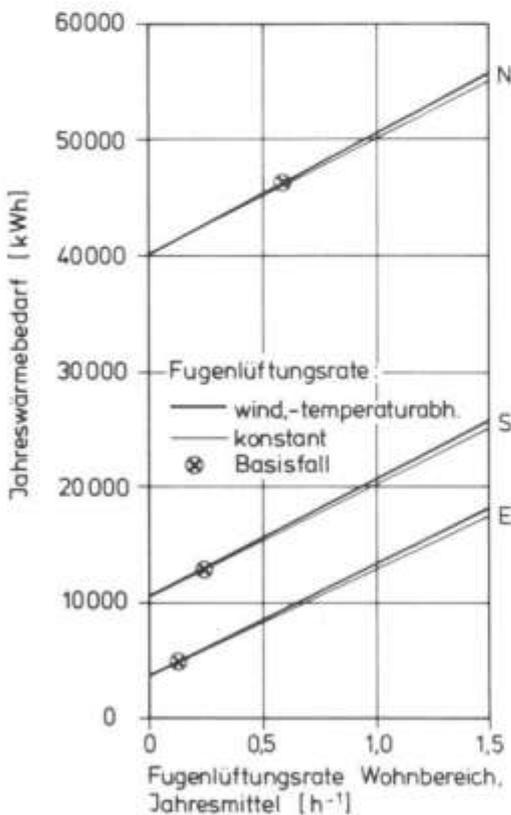


Bild 4.26 Jahreswärmebedarf der Gebäudetypen N, S und E als Funktion der Fugenlüftungsrate im Jahresmittel

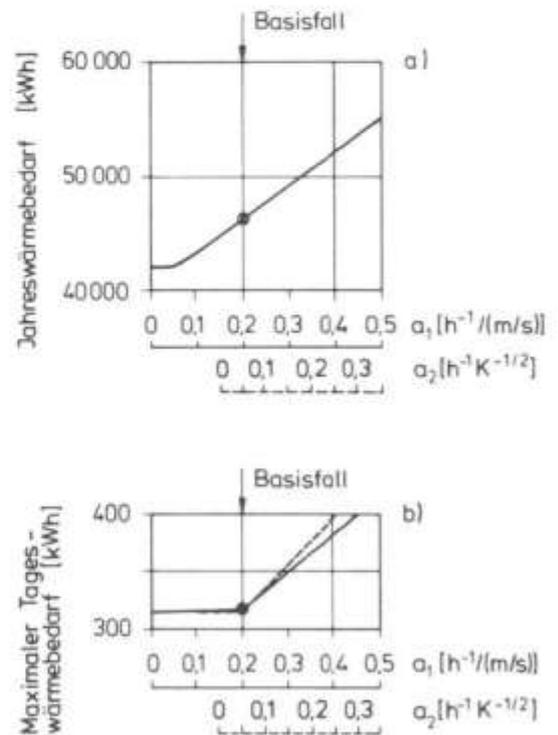


Bild 4.27 Empfindlichkeit des Wärmebedarfs von Typ N gegenüber Variation der Fugenlüftungsparameter  $a_1$  und  $a_2$  ( $n_{Fug} = \max(a_1 w, a_2 \sqrt{|\Delta T|})$ )

\* Für Typ S und E ergeben sich ähnlich Abhängigkeiten.

\*\* Man beachte jedoch, daß hier die Windgeschwindigkeiten der Wetterstation Hamburg-Fuhlsbüttel (Flughafen) zugrunde gelegt wurden. In geschützten Lagen wäre der Auftriebseinfluß eindeutig dominierend.

Der Jahreswärmebedarf hängt - wie aus Bild 4:27a hervorgeht - weniger empfindlich vom thermisch bedingten Luftwechsel ab. Eine deutliche Beeinflussung des Jahreswärmebedarfs durch diesen Effekt ergibt sich erst, wenn man das Verhältnis  $a_2:a_1$  von 1:4 auf Werte über 1:2 anhebt. Dieses Verhältnis ist jedoch für eine Konzentration der Fugen im Decken- und Fußbodenbereich kaum realisierbar. Die bisher vorgestellten Resultate für den Jahreswärmebedarf sind daher von der Annahme hinsichtlich des Quotienten  $a_2/a_1$  weitgehend unabhängig.

#### 4.6. Schlußfolgerung

Wie die vorangehenden Untersuchungen gezeigt haben, wird der Wärmebedarf eines Gebäudes primär durch Parameter bestimmt, die das Gebäude als Ganzes kennzeichnen. Die größte Bedeutung kommt dabei naturgemäß dem bezogenen Wärmestrom\* zu, der die Transmissions- und Lüftungswärmeverluste bei vorgegebenen Innen-, Außentemperaturen und Windgeschwindigkeiten beschreibt und somit den maximalen Wärmebedarf festlegt.

Die Wärmekapazität als zentrale dynamische Größe des Ein-Kapazitäten-Modells tritt in ihrer Bedeutung für den Wärmebedarf deutlich hinter den bezogenen Wärmestrom zurück. Dies heißt nicht, daß sie in der Berechnung vernachlässigt werden kann; die in der Praxis erreichbaren Werte liegen jedoch in einem Bereich, in dem der Wärmebedarf eines Gebäudes im allgemeinen nur schwach von ihr beeinflusst wird. Ausnahmen bilden Fälle, bei denen große zeitlich begrenzte Wärmeüberschüsse gespeichert werden müssen (große Südfensterflächen) oder bei denen eine geringe Wärmekapazität in Verbindung mit einem hohen bezogenen Wärmestrom zu Relaxationszeiten führt, die die Größenordnung der Tageslänge (oder wichtiger Regelintervalle) unterschreiten.

Betrachtet man den Einfluß der Verteilung von Wärmeübertragungseigenschaften, Wärmekapazität und freier Wärmequellen im Grenzfall voneinander entkoppelter Gebäudezonen, so zeigt sich, daß zwar der Wärmebedarf in den

---

\* vgl. S. 8 und Fußnote S. 9.

Zonen stark variieren kann, daß aber die Wärmebedarfssummen über das Gebäude im allgemeinen nur wenig von den Resultaten des Einzonenfalles abweichen. Dies gilt auch für den theoretisch problematischen Fall, daß die Verteilung der Wärmekapazität über die Zonen nicht proportional zur Verteilung der bezogenen Wärmeströme ist. Die Größenordnung der geringen Abweichungen läßt sich aus den nichtlinearen Abhängigkeiten des Jahreswärmebedarfs im Einzonenfall abschätzen und durch Korrekturverfahren weiter reduzieren.

Der Fall zonal unterschiedlicher Heiztemperatursetzpunkte kann durch die Definition eines mittleren Setzpunktes approximiert werden. Hier wird die Einzonnenernäherung jedoch dann unzuverlässig, wenn zu erwarten ist, daß niedrige Setzpunkte von den Raumtemperaturen wegen hoher Wärmezufüsse aus den Nachbarzonen über einen längeren Teil der Heizperiode nicht erreicht werden können. Hierzu sind weitere Untersuchungen nötig. Anwendung des Ein-Kapazitäten-Modells auf die Einzelzonen unter Berücksichtigung eines Korrekturtermes für Wärmeaustausch erlaubt jedoch auch in diesem Fall eine Abschätzung des Bereichs möglicher Bedarfswerte. Für die genaue Berechnung müssen (gegebenenfalls) Mehrzonenmodelle herangezogen werden.

Die Analyse energiesparender Maßnahmen auf verschiedenen Stufen des Wärmeschutzes zeigte, daß die sich einstellende Heizperiode eine zentrale Rolle spielt. Sparmaßnahmen werden nur während dieser Zeit wärmebedarfsmindernd wirksam und sind daher in Bezug auf die hier anfallende Summe von Heizgradtagen und Einstrahlungsmengen zu beurteilen. Da diese Periode für ein vorgegebenes Gebäude, seine Betriebsweise und vorgegebene Wetterbedingungen zwar eine feste Größe ist, sich aber a) in ihrer Länge bei Durchführung von Energiesparmaßnahmen ändert und b) auch heizfreie Tage umfaßt, kann sie nur zur qualitativen Analyse herangezogen werden.

Maßnahmen, die vom solaren Strahlungsangebot abhängen, werden wegen dessen saisonaler Schwankung in ihrer Auswirkung auf den Wärmebedarf besonders stark von der Länge der Heizperiode beeinflusst. So schwankt das Einsparpotential für südorientierte Fenster bezüglich einer Verbesserung des Energiedurchlaßgrades um 0,1 zwischen ca. 20 und 60 kWh/(m<sup>2</sup>a). Das sich ergebende Einsparpotential ist jedoch auch für gut wärmedämmte Gebäude interessant. Dagegen ist eine Erhöhung des Absorptionsgrades  $\alpha_K$  für

nicht transparente Außenflächen - bedingt durch die sich dem geringen Strahlungsangebot überlagernde Wirkung des k-Wertes - in gut wärmege-  
dämmten Gebäuden bedeutungslos, während im schlecht wärmege-  
dämmten Gebäuden die hohen Transmissionsverluste immerhin um ca. 3 Prozent für  
eine Anhebung von  $\alpha_k$  um 0,1 verringern lassen. Es zeigt sich, daß eine  
Verbesserung des bezogenen Wärmestroms um den gleichen Betrag in allen  
hier betrachteten Gebäuden zu einer ähnlichen Verringerung von ca.  
80-100 kWh/(W/K) des Jahreswärmebedarfs führt. Dies liegt darin be-  
gründet, daß sich die Gradtagzahlen zunächst nur wenig mit der Länge der  
Heizperiode ändern.

Betrachtet man die Auswirkung von Energiesparmaßnahmen auf das Raumklima,  
so ergibt sich, daß eine Reduzierung des bezogenen Wärmestromes einer-  
seits die Regelfähigkeit erhöht, andererseits bei hohen freien Wärmequel-  
len eine gute Regelung erforderlich macht. Je nach Wahl der Regelung kann  
deshalb eine solche Maßnahme das Raumklima positiv oder negativ beein-  
flussen. Hinzuweisen ist in diesem Zusammenhang auf den thermisch aus-  
gleichenden Effekt einer hohen Wärmekapazität und die große Bedeutung  
einer variablen Abschattung. Eine flexible Belüftung wirkt sich typi-  
scherweise bis zu Raten von 3-5 Luftwechsel pro Stunde raumtemperatur-  
mindernd aus.

Zur Analyse lokaler Raumüberwärmung reicht die Einzonennäherung fürs  
Gesamtgebäude allein nicht aus. Angewandt auf einzelne Zonen lassen sich  
mit ihrer Hilfe jedoch obere und untere Grenzen für die Temperaturmaxima  
abstecken. Andererseits gibt bereits die Analyse des Einzonengebäudes  
Aufschluß über den prinzipiellen Einfluß verschiedener Kontrollstrategien  
und über zu erwartende mittlere Gebäudeinnentemperaturen. Es zeigt sich,  
daß bei der gewählten Grundbetriebsweise diese Gebäudeinnentemperaturen  
auch repräsentativ (innerhalb von ca.  $\pm 1^\circ\text{C}$ ) für die Temperaturen in  
einer entkoppelten Nord- und Südzone sind.

## 5. Zusammenfassung und Schlußbetrachtung

In der vorliegenden Arbeit werden Modelle für die vereinfachte dynamische Berechnung des Energiehaushalts von Gebäuden aufgestellt, theoretisch sowie experimentell überprüft und zur Untersuchung von Einfamilienhäusern unterschiedlicher wärmetechnischer Eigenschaften angewandt.

Grundlage und Ausgangspunkt der Untersuchungen bildet ein am Philips Forschungslaboratorium in Aachen entwickeltes Gebäudemodell, das die dynamischen Eigenschaften des Gebäudeinneren in einer Wärmekapazität zusammenfaßt. Diese Modellvereinfachung führt zu einer deutlichen Reduzierung des Rechenaufwandes und hat darüberhinaus den Vorteil, daß anhand einfacher Gebäudekenngrößen - wie innerer Wärmekapazität, bezogenem Wärmestrom und Relaxationszeit - numerische Resultate im Lichte analytischer Lösungen interpretierbar werden.

Das Modell wird verfeinert. Es wird gezeigt, wie ein bekanntes Verfahren für die Bestimmung der Auskühlzeitkonstanten von Räumen auf die Berechnung der Wärmekapazität von Gebäuden übertragen werden kann. Ein Ansatz für die genauere Berücksichtigung der Schichtenfolge in Wänden wird gegeben. Ein besonderes Augenmerk gilt den Größen, die den Energiebedarf von Wohngebäuden in oft erheblichem Maße bestimmen, aber vielfach nur wenig bekannt oder der Berechnung schwer zugänglich sind: den Lüftungsverlusten und der Wärmeübertragung zum Erdreich. Die Fugen- und Fensterlüftungsverluste werden gemäß den Ergebnissen einer Literaturrecherche in der Grundversion des Modells als einfache Funktionen der Windgeschwindigkeit und Außentemperatur behandelt. Für die Wärmeverluste zum Erdreich wird ein quasidynamisches Modell entwickelt, das für variable physikalische und geometrische Bedingungen eine einfache analytische Abschätzung erlaubt. Modellvergleiche deuten darauf hin, daß sich hierbei Fehler traditioneller Methoden bei gleichzeitiger Verallgemeinerung des Anwendungsbereiches mehr als halbieren lassen.

Die begrenzte Verfügbarkeit langweiliger Strahlungsdaten ist Anlaß für die Ermittlung empirischer Regressionsformeln für die Einstrahlung auf horizontale Flächen und die Aufstellung einer Transformationsformel für geneigte Flächen. Dies erfolgt in Anlehnung und Erweiterung aus der

Literatur bekannter Verfahren. Zur genaueren Berechnung der kurzwelligen Einstrahlung wird für den Fall, daß Globalstrahlungsdaten auf zwei verschiedenen orientierten Solarimetern vorliegen, ein Transformationsverfahren vorgestellt, das die Ermittlung der direkten und diffusen Komponente auf beliebig geneigte Flächen gestattet. Das Verfahren wird optimiert und an Meßdaten verifiziert.

Zur Überprüfung des Ein-Kapazitäten-Ansatzes für Gebäude wird ein Vergleich mit einem detaillierten Modell und dem Experiment vorgenommen, sowie eine Parameterstudie unter besonderer Berücksichtigung kritischer Grenzfälle durchgeführt. Der Modellvergleich macht deutlich, daß aufgrund der fehlenden Unterscheidung zwischen Raumluft- und Raumboberflächen-temperaturen der Wärme-, wie der Kühlbedarf um einige Stunden phasenverschoben gegenüber dem Bedarf auftreten, den ein konvektiv an den Raum gekoppeltes Energiesystem im detaillierten Modell decken müßte. Ansonsten zeigt sich eine gute Übereinstimmung, die für Tages-, Monats- und Jahresergebnisse im Bereich von 0,5-10 Prozent liegt.

Der Theorie-Experiment-Vergleich stützt sich auf Meßdaten des Philips-Energie-Experimentierhauses (PEH), die hier zusätzlich aufbereitet werden. Um den besonderen Verhältnissen am PEH Rechnung zu tragen und dynamische Abweichungen besser hervortreten zu lassen, werden ferner dem Modell spezielle Algorithmen zur Erfassung der Lüftungsverluste und der Einstrahlungsverhältnisse vorgeschaltet. Der Vergleich zeigt, daß die mittlere stündliche Gebäudeinnentemperatur im allgemeinen mit einer Genauigkeit von wenigen zehntel Grad über einen weiten Bereich von Wetter-, Raumtemperatur- und Gebäudebetriebsbedingungen simuliert werden kann. Größere Abweichungen von ca. 1-3°C treten nur nach mehrtägiger Abkühlphase und nach plötzlichem Hochheizen auf. Die Ergebnisse gelten für die mittleren Temperaturen über die Gebäudezonen des Hauses und zeigen, daß das Ein-Kapazitäten-Modell unter gewissen Voraussetzungen auch auf Mehrzonengebäude angewendet werden kann.

Grenzen werden sichtbar, wenn der Wärmebedarf des Gebäudes bei zonaler Regelung mittels des Ein-Kapazitäten-Modells bestimmt werden soll. Dies ist nur bei Vorgabe einer angemessenen mittleren Regelfunktion für das Gesamtgebäude möglich. Diese kann, wie weitergehende Untersuchungen für

Einfamilienhäuser unterschiedlicher wärmetechnischer Ausführung zeigen, für vorgegebene Heiztemperaturen in den Einzelräumen durch ein gewichtetes Mittel für das Gesamtgebäude beschrieben werden. Die Näherung wird problematisch, wenn niedrige Setzpunkte für die Heiztemperatur wegen hoher Wärmezufüsse aus den Nachbarzonen über einen längeren Teil der Heizperiode nicht erreicht werden können. Hier sind weitere Untersuchungen nötig, die, wie beschrieben, teilweise über verfeinerte Grenz-betrachtungen mit dem Ein-Kapazitäten-Modell selbst durchgeführt werden können. Für den Fall entkoppelter Zonen ergeben sich, wie die Anwendung des Ein-Kapazitäten-Modells auf Einzelzonen und das Gesamtgebäude zeigt, über einen weiten Bereich von Parametern - trotz stark variierenden Wärmebedarfs in den Zonen - Wärmebedarfssummen für das Gebäude, die von den Resultaten der Einzonennäherung nur wenig abweichen. Durch Korrekturfaktoren lassen sich diese Abweichungen weiter reduzieren.

Neben diesen Resultaten macht die Parameterstudie für Einfamilienhäuser deutlich, welches Gewicht den Modellparametern zukommt, so daß sich weitere Schlüsse auf die Auswirkung von Modellvereinfachungen, sowie von Energiesparmaßnahmen ziehen lassen. Es zeigt sich, daß die Wärmekapazität als zentrale dynamische Größe des Modells in ihrer Bedeutung für den Wärmebedarf klar hinter die Parameter für die Wärmeübertragungsmechanismen - zusammengefaßt im totalen bezogenen Wärmestrom des Gebäudes - zurücktritt. Dieses Resultat ist eine zusätzliche Rechtfertigung für die hier gewählte vereinfachte Beschreibung der Gebäudedynamik.

Das hier analysierte Spektrum von Energieeinsparmöglichkeiten ist teilweise bekannt, jedoch in seiner quantitativen Auswirkung auf verschiedenen Stufen des Wärmeschutzes bisher nicht systematisch untersucht worden. Es wird gezeigt, daß die sich einstellende Heizperiode eine zentrale Rolle spielt. Insbesondere Maßnahmen, die vom solaren Strahlungsangebot abhängen, werden stark von der Länge der Heizperiode beeinflußt. Dies gilt in hohem Maße für den Absorptionsgrad von Außenflächen, dessen Bedeutung für schlecht wärmegeämmte Gebäude groß ist, für gut wärmegeämmte Gebäude - bedingt durch die verringerte Nutzungszeit des Strahlungsangebotes und die erhöhte Dämmung der Außenflächen - jedoch vernachlässigt werden kann. Dagegen kommt dem mittleren Energiedurchlaßgrad von Fenstern auf allen Stufen des Wärmeschutzes eine hohe, wenn auch unterschiedliche

Bedeutung zu. Erhöhung des Scheibenenergiedurchlaßgrades und Verringerung des Rahmenanteils sind daher als technische Ziele mit hoher Priorität anzusehen.

Am wenigsten beeinflußt von der Länge der Heizperiode und der Gebäudedynamik sind die Auswirkungen von Wärmeübertragungsmechanismen, die zur Innen-Außentemperaturdifferenz proportional sind. Diese sind daher auch am besten bekannt. Dies gilt insbesondere bezüglich der Wärmedämmung. Ihr Einfluß auf den Jahreswärmebedarf ist, wenn man von der Dämmung der Kellerdecke absieht, in erster Näherung ( $\pm 15$  Prozent) proportional zum k-Wert und einer gebäudeunabhängigen Gradtagzahl. Mit zunehmender Wärmedämmung steigt natürlich der technische Aufwand, der für die Reduzierung des k-Wertes und des Wärmebedarfs erforderlich ist. Dennoch sollte die Dämmstärke wegen ihrer langfristigen Auswirkung auf die Höhe des Wärmebedarfs und der oft nur schweren nachträglichen Verbesserungsmöglichkeit reichlich bemessen werden.

Hochwärmedämmte Rolläden reduzieren die Transmissionsverluste von Fenstern erheblich, ohne ihren Energiedurchlaßgrad zu beeinträchtigen. Sie stellen eine Maßnahme dar, die insbesondere bei der Entwicklung effizienter Fenstersysteme und bei der Energieeinsparung in Altbauten mehr Gewicht erhalten sollte. Die Reduzierung der Lüftungsverluste durch Abdichten des Gebäudes, energiebewußtes Lüftungsverhalten der Bewohner und kontrollierte Belüftung mit Wärmerückgewinnung besitzen in allen Gebäuden einen hohen Stellenwert, und sind in Altbauten wegen ihrer teilweise einfachen Implementierung besonders attraktiv.

Im PEH wurden einige der hier analysierten Maßnahmen angewandt, um den Jahreswärmebedarf mit ca. 5000 kWh auf eine Größenordnung von einem Zehntel des Bedarfs typischer deutscher Einfamilienhäuser zu reduzieren, ohne daß bezüglich aller Energiesparmöglichkeiten optimiert worden ist. 10000-15000 kWh/a sind bereits in Schweden ökonomisch realisierbarer Stand der Technik.

Diese Bedarfszahlen sollten Nahziel für eine Entwicklung sein, die bei einem Minimum an Energieverbrauch ein hohes Maß an Komfort, energiepolitischer Unabhängigkeit und lebenswerten Umweltbedingungen schafft.

6. Häufig verwendete Formelzeichen

Symbol	Bedeutung	Einheit
A	Fläche	m <sup>2</sup>
a	Koeffizient	
(a*1)	(Luft-)Durchlässigkeit	m <sup>3</sup> h <sup>-1</sup> (Pa) <sup>-n</sup>
B	direkte Einstrahlung (" <u>beam</u> ")	W/m <sup>2</sup>
b	Breite	m
	Koeffizient	
b <sub>ij</sub>	Transformationsfaktor für direkte Einstrahlung	-
C	Wärmekapazität ("heat capacity")	kWh/K
c	spezifische Wärmekapazität	Wh/kgK
	Bedeckungsgrad	-
D	<u>diffuse</u> Einstrahlung, Himmelsstrahlung	W/m <sup>2</sup>
det	Determinante	-
d <sub>ij</sub>	Transformationsfaktor für diffuse Einstrahlung	-
f	Reduktions-/Korrekturfaktor	-
G	globale Einstrahlung	W/m <sup>2</sup>
g	Energiedurchlaßgrad	-
	Fallbeschleunigung: 9,81 m/s <sup>2</sup>	m/s <sup>2</sup>
g <sub>ij</sub>	Transformationsfaktor für globale Einstrahlung	-
H	Enthalpie	kWh
h	Höhe	m
	spez. Enthalpie	kWh/kg
k	Wärmedurchgangskoeffizient, k-Wert	W/m <sup>2</sup> K
k <sub>dyn</sub>	dynamischer k-Wert	W/m <sup>2</sup> K
L	langwellige Strahlung	W/m <sup>2</sup>
l	Länge	m
$\dot{m}$	Massenstrom	kg/h
n	Lüftungsrate	h <sup>-1</sup>
	Druckexponent $0,5 \leq n \leq 1$	-
p	Druck	Pa
	Parameter	
Q	Wärme	kWh
$\dot{Q}$	Wärmestrom	W

R	reflektierte Strahlung	W/m <sup>2</sup>
	Wärmewiderstand	m <sup>2</sup> K/W
r	Korrelationskoeffizient	-
s	Höhenwinkel, Neigung	°,rad
	Weglänge	m
T	Temperatur	K
	Periodendauer	h
t	Zeit	h
T <sub>EDV</sub>	Auskühlzeitkonstante nach /43/	h
U	bezogener Wärmestrom	W/K
V	Volumen	m <sup>3</sup>
$\dot{V}$	Volumenstrom	m <sup>3</sup> /h
w(w <sub>10</sub> )	Windgeschwindigkeit (in 10 m Höhe)	m/s
z	vertikale Koordinate (Höhe, Tiefe)	m
$\alpha$	Wärmeübergangszahl	W/m <sup>2</sup> K
	Absorptionsgrad	-
$\gamma$	Azimutwinkel	°,rad
	Korrekturfaktor für thermische Weglängen	-
$\Delta$	Differenz	-
$\epsilon$	Emissionsgrad	-
$\eta$	Wirkungsgrad	-
	Nutzungsgrad	-
	Abgabegrad	-
$\theta$	Temperatur	°C
$\lambda$	Wärmeleitfähigkeit(-skoeffizient), Wärmeleitzahl	W/mK
$\Lambda$	Wärmedurchlässigkeit, Wärmedurchlaßzahl	W/m <sup>2</sup> K
$\mu$	Mittelwert	-
$\pi$	3,1416.....	-
$\rho$	Dichte	kg/m <sup>3</sup>
$\sigma$	Stefan-Boltzmann-Konstante 5,67*10 <sup>-8</sup>	W/m <sup>2</sup> K <sup>4</sup>
	Standardabweichung	-
$\tau$	Relaxationszeit, Zeitkonstante	h
	Transmissionsgrad Scheibe	-
$\varphi$	relative Feuchte	-

Indizes

A	Atmosphäre Außenwandbereich
a	außen, umgebungsbezogen (" <u>a</u> mbient")
ab	Abluft
B	Bodenfläche
bed	Bedarf
brut	brutto
C	Kühlung (" <u>c</u> ooling") auf die Wärmekapazität bezogen (" <u>c</u> apacity")
c	maschinelle Belüftung (" <u>c</u> ontrolled ventilation") konvektiv
cor	nach der Korrelationsmethode
crit	kritisch
D	Decke, Dach
E	Erdreich
F	durch Fenster (-scheiben)
Fug	durch Fugen
G	Grundrate auf den Grundwasserspiegel bezogen
H	Heizung
I	interne Last
i	innen Zählindex
j	Zählindex
K	kurzwellig ans Erdreich grenzend ( <u>K</u> eller)
k	Zählindex
L	langwellig Luft
N	nachts
O	Oberfläche
opt	optimal, optimiert
p	passiv (mit geringem Energieeinsatz)

R	Raum, Gebäudeinneres
RL	Raumluft
	Rohrleitung
rück	Rücklauf
s	Strahlung
SK	Schwarzkörper
sol	Zwei-Solarimeter-Methode
th	thermisch bedingt
U	bezogener Wärmestrom
vor	Vorlauf
W	Wand
	Wohnbereich
zu	Zuluft
1Kap	für das Ein-Kapazitäten-Modell
+	angeströmte Seite, Luv
-	nicht angeströmte Seite

#### Operatoren

arg	Argument, Richtung
d	Differentialoperator
$\partial$	partieller Differentialoperator
$\Sigma$	Summe
'	zeitliche Ableitung
-	Mittelung

## 7. Quellenverzeichnis

- /1/ OECD: "Energy Balances of OECD-Countries 1974/1978", OECD Paris 1980
- /2/ SCHIPPER, L.: "International Analysis of Residential Energy Use and Conservation", Bericht des Lawrence Berkeley Laboratory der Univ. California, LBL 9383 (1979)
- /3/ ARBEITSGEMEINSCHAFTEN ENERGIEBILANZEN: Bundesrepublik Deutschland, 1950-1979, Düsseldorf 1980
- /4/ REENTS, H.: "Die Entwicklung des sektoralen End- und Nutzenergiebedarfs in der Bundesrepublik Deutschland", Bericht der KFA Jülich, Nr. 1452 (1977)
- /5/ BERGMANN, G.; BRUNO, R.; HERMANN, W.; HÖRSTER, H.; KERSTEN, R.; KLINKENBERG, K. und STEINMÜLLER, B.: "Rationelle Energieverwendung und Nutzung der Sonnenenergie in Gebäuden", Abschlußbericht zum BMFT-Projekt ET 5052, Philips GmbH Forschungslaboratorium Aachen, 1979
- /6/ HÖRSTER, H. (Hrsg.): "Neue Wege zum energiesparenden Wohnhaus", Philips Fachbuchverlag, Hamburg 1980
- /7/ DIN 4701: "Regeln für die Berechnung des Wärmebedarfs von Gebäuden", Beuth Verlag, Berlin 1959
- /8/ BADOT, J.: "Calculation of Heating Requirement by Using a Recuperation Factor to Solar Radiation", Proc. 2nd Int. CIB Symp. Energy Cons. Built Env., Kopenhagen 1979, 2, S. 165
- /9/ GRANUM, H.: "Economic Optimization of Thermal Insulation in Buildings", Proc. 2nd Int. CIB Symp. Energy Cons. Built Env., Kopenhagen 1979, 2, S. 51
- /10/ KÄLLBLAD, K. und ADAMSON, B.: "Hand Calculation Method for Estimation of Heat Consumption in Buildings", Proc. 2nd Int. CIB Symp. Energy Cons. Built Env., Kopenhagen 1979, 4, S. 177
- /11/ KERSTEN, R.: "Sonnenenergienutzung in Gebäuden", KI-extra 3 (1979), S. 35
- /12/ NIELSEN, A.: "A Method for Calculating the Energy Consumption in Buildings by Means of a Desk Calculator", Proc. 2nd Int. CIB Symp. Energy Cons. Built Env., Kopenhagen 1979, 4, S. 159
- /13/ WERNER, H.: "Bauphysikalische Einflüsse auf den Heizenergieverbrauch - Anwendung im Wohnungsbau und wirtschaftliche Konsequenzen", Diss. Univ. Stuttgart 1979
- /14/ GRÖBER, H.: "Die Grundgesetze der Wärmeleitung und des Wärmeübergangs", Berlin 1921
- /15/ BERNSTEIN, F. und DOETSCH, G.: "Probleme aus der Theorie der Wärmeleitung", Math. Zeitschr. 22 (1925), S. 285/306, 25 (1926), S. 608/26, 26 (1927), S. 89/98 und 28 (1929), S. 567/78

- /16/ BINDER, L.: "Die äußere Wärmeleitung und Erwärmung elektrischer Maschinen", Diss. TH München 1910
- /17/ SCHMIDT, E.: "Über die Anwendung der Differenzenrechnung auf technische Anheiz- und Abkühlprobleme", August-Föppl-Festschrift, Berlin 1924, S. 179
- /18/ MACKEY, C.O. und WRIGHT, L.T.: "Periodic Heat Flow - Homogeneous Walls or Roofs", Heat. Pip. Air. Cond., 16 (1944), S. 546
- /19/ MACKEY, C.O.: "The Steady Periodic State - a Review of Some Computational Methods", Build. Res. Congr. 1951, Div. 3, Part II, S. 60
- /20/ BEUKEN, C.L.: "Wärmeverluste bei periodisch betriebenen elektrischen Öfen. Eine neue Methode zur Vorausbestimmung nicht-stationärer Wärmeströmungen", Diss. Bergakademie Freiberg (Sachsen), 1936
- /21/ BOEKE, A.W. und EUSER, P.: "Einflüsse der Gebäudemasse auf die Wärmespeicherung, ermittelt mittels digitaler und analoger Rechenautomaten", VDI-Bericht 147 (1970)
- /22/ BOVY, A.J.: "Die Entwicklung der Analogieverfahren zur Lösung nichtstationärer Wärmeprobleme in den letzten zehn Jahren", 5. Int. Kongress für Elektrowärme, Wiesbaden 1963, Bericht Nr. 623
- /23/ ULMER, H.: "Die Lufttemperatur unter sommerlich periodischen Klimabedingungen. Verfahren zur näherungsweise Berechnung auf Basis thermisch-elektrischer Analogiebeziehung", Diss. TU Berlin 1975
- /24/ ROUVEL, L.: "Berechnung des wärmetechnischen Verhaltens von Räumen bei dynamischen Wärmelasten", BWK 24 (1972), S. 245
- /25/ BALCOMB, J.D.; HEDSTROM, J.C. und MC FARLAND, R.D.: "Simulation as a Design Tool", Proc. Conf. Passive Solar Heating and Cooling, Albuquerque, NM, 1979, S. 238
- /26/ CROMMELIN, R.D.: "Simulation des dynamischen Verhaltens eines Raumes", Ges.-Ing. 99 (1978), H. 4, S. 106
- /27/ BROWN, G.: "Berechnung nichtstationärer Raumtemperaturen mit Digitalrechner", HLH 23 (1972), H. 5, S. 147
- /28/ VAN DER BRUGGEN, R.J.A.: "Energy Consumption for Heating and Cooling in Relation to Building Design", Diss. TH Eindhoven 1978
- /29/ CLARKE, J.A.: "Energy Implications in Building Design: a Thermal Simulation Design Model", Proc. 3rd Int. Symp. Use of Computers for Environ. Eng. Rel. to Buildings, Banff 1978, NRC-Canada No 17376, S. 3
- /30/ HAUSER, G.: "Rechnerische Vorherbestimmung des Wärmeverhaltens großer Bauten", Diss. Univ. Stuttgart 1977

- /31/ JAHN, A.: "Ein Verfahren der finiten Elemente zur Berechnung des thermischen Verhaltens von Wänden, Räumen oder Gebäuden", HLH 28 (1977), H. 9, S. 319
- /32/ REINHARD, K.: "Ein Beitrag zur Berechnung instationärer Temperaturen und Wärmeflüsse in Gebäuden und techn. Einrichtungen", KI 6 (1978), S. 683
- /33/ HAFERLAND, F.; HEINDL, W. und FUCHS, H.: "Entwicklung eines einfach anzuwendenden Rechenprogrammes zur Ermittlung von Luft- und Bauteiltemperaturen sowie Heiz- und Kühlleistungen", Fraunhofer-Gesellschaft, Forschungsbericht F 1425, 1977
- /34/ JAHN, A.: "Das Faltungsprinzip und die Simulation des dynamischen thermischen Raumverhaltens", Ges.-Ing. 98 (1977), H. 10, S. 253, H. 12, S. 342
- /35/ MITALAS, G.P. und STEPHENSON, D.G.: "Room Thermal Response Factors", ASHRAE-Trans. 73 (1967), III 2.1.-2.8.
- /36/ ASHRAE: "Procedure for Determining Heating and Cooling Loads for Computerized Energy Calculations. Algorithms for Building Heat Transfer Subroutines", ASHRAE, New York 1975
- /37/ LOKMANHEKIM, M. et al.; HUNN, B.D. et al.; LEIGHTON, G.S. et al.: "DOE-2: A New State-of-the-Art Computer Program for the Energy Utilization Analysis of Buildings", Proc. 2nd Int. CIB Symp. Energy Cons. Built Env., Kopenhagen 1979, 4, S.123
- /38/ AYRES, J.M.: "Predicting Building Energy Requirements", Energy and Build. 1 (1977), S. 11
- /39/ BRUNO, R.; BROMBACH, U. und STEINMÜLLER, B.: "On Calculating Heating and Cooling Requirements", Energy a. Build. 2 (1979), S. 197
- /40/ BALCOMB, J.D.; HEDSTROM, J.C. und MC FARLAND, R.D.: "Passive Solar Heating of Buildings", Proc. Int. Conf. Energy Use Management, Tucson, Ar., USA 1977, Vol. III/IV, S. 351
- /41/ KUSUDA, T.; TSUCHIGA, T. und POWELL, F.J.: "Prediction of Indoor Temperatures by Using Equivalent Thermal Mass Response Factors", Proc. 5th Symp. on Temp. NBS, 1971, S. 1345
- /42/ SONDEREGGER, R. "Diagnostic Tests Determining the Thermal Response of a House", ASHRAE Meeting, Atlanta 1978, Bericht des Lawrence Berkeley Laboratory der Univ. California, LBL 6856
- /43/ ROUVEL, L.: "Raumkonditionierung. Wege zum energetisch optimierten Gebäude", Springer-Verlag, Berlin 1978
- /44/ ROUVEL, L.: Private Mitteilung
- /45/ CORNET, M.; DUPAGNE, A. und LORENZ, F.: "Steady and Dynamic Characteristics of the Walls of a Building. Application to the Architectural Design", Proc. 2nd Int. CIB Symp. Energy Cons. Built Envir., Kopenhagen 1979, 2, S. 153

- /46/ HEBGEN, H.: "Wärmespeicherung in Wohnhäusern" HLH 26 (1975), H. 9, S. 327
- /47/ ESDORN, H.: "DIN 4701 Regeln für die Berechnung des Wärmebedarfs von Gebäuden - Grundzüge des Neuentwurfs, Teil I", Ges.-Ing. 99 (1978), H. 6, S. 149
- /48/ ESDORN, H. und SCHMIDT, P.: "Zum Außenflächenzuschlag bei der Wärmebedarfsberechnung", HLH 31 (1980), H. 5, S. 163
- /49/ ARENS, E.A. und WILLIAMS, P.B.: "The Effect of Wind on Energy Consumption in Buildings", Energy and Build. 1 (1977), S. 77
- /50/ ITA, N.; KIMURA, K. und OKA, J.: "A Field Experimental Study on the Convective Heat Transfer Coefficient on the Exterior Surface of a Building", ASHRAE Bi-Ann. Meeting, New Orleans, LA, 1972, S. 184
- /51/ SCHWARZ, B.: "Experimentelle Untersuchungen über den Luftwechsel und die Luftströmung in Gebäuden mit freier Lüftung", XXI Int. Congr. Build. Serv. Eng., Berlin 1980, Kongr. Bericht 2, S. 13
- /52/ SPRENGER, E. (Hrsg.): "Recknagel-Sprenger, Taschenbuch für Heizung und Klimatechnik", Verlag Oldenbourg, 1979
- /53/ HÖGLUND, B.I.; MITALAS, G.P. und STEPHENSON, D.G.: "Surface Temperatures and Heat Fluxes for Flat Roofs", Build. Sci. 2 (1967), S. 29
- /54/ MACKEY, C.O. und WRIGHT, L.T.: "Summer Comfort Factors as Influenced by the Thermal Properties of Building Materials", Heat. Pip. Air. Cond. 14 (1942), S. 750
- /55/ FOHRY, R.: "Der thermische Effekt hinterlüfteter Wetterschalen auf die Fassadentemperaturen und das Raumklima", Stadt und Gebäudetechnik 3 (1977), S. 73; 5 (1977), S. 148
- /56/ GERTIS, K.: "Belüftete Wandkonstruktionen", Berichte aus der Bauforschung, 72 (1972)
- /57/ LIERSCH, K.W.: "Strömungsmechanische Untersuchungen an einem belüfteten Steildach", Ges.-Ing. 101 (1980), H. 1/2, S. 13; H. 3, S. 63
- /58/ MASUCH, J.: "Die Berechnung periodisch veränderlicher Wärmeströme durch zweischichtige Wände", Ges.-Ing. 87 (1966), S. 135
- /59/ NEHRING, G.: "Über den Wärmefluß durch Außenwände und Dächer in klimatisierte Räume infolge der periodischen Tagesgänge der bestimmenden meteorologischen Elemente", Ges.-Ing. 83 (1962), H. 7, S. 185; H. 8, S. 230; H. 9, S. 253
- /60/ RAISS, W. und MASUCH, J.: "Äquivalente Temperaturdifferenzen", Oldenbourg-Verlag, München 1969
- /61/ VDI-RICHTLINIE 2078: "Berechnung der Kühllast klimatisierter Räume", Düsseldorf 1972

- /62/ CARSLAW, H.S. und JAEGER, J.C.: "Conduction of Heat in Solids" Clarendon Press, Oxford 1959
- /63/ HEINDL, W.: "Der Wärmeschutz einer ebenen Wand bei periodischen Wärmebelastungen", Ziegelindustrie 19 (1966), H. 18, S. 685; 20 (1967), H. 1, S. 2; H. 18, S. 293
- /64/ HEINDL, W.: "Neue Methoden zur Beurteilung des Wärmeschutzes im Hochbau", Ziegelindustrie 20 (1967), H. 4, S. 111; H. 5, S. 147; H. 6, S. 191
- /65/ HAURI, H.H.: "Berechnung des dynamischen k-Wertes", Bauphysik 1 (1979), H. 2, S. 50
- /66/ HAFERLAND, F.: "Das wärmetechnische Verhalten mehrschichtiger Außenwände", Bauverlag, Wiesbaden 1970
- /67/ HAUSER, G. und GERTIS, K.: "Kenngrößen des instationären Wärmeschutzes von Außenbauteilen - Eine kritische Überprüfung der Kenngrößen - Eignung für die Neufassung von DIN 4108", Berichte aus der Bauforschung 103, S. 55, Berlin 1975
- /68/ GERTIS, K.: "Der instationäre Wärmedurchgang durch Außenbauteile - Grundlagen und Vorschläge zur Normung", Berichte aus der Bauforschung 103, S. 5, Berlin 1975
- /69/ SONDEREGGER, R.: "Harmonic Analysis of Building Thermal Response Applied to the Optimal Location of Insulation within the Walls", Energy and Build. 1 (1977), S. 131
- /70/ HAUSER, G. und SCHULZE, H.: "Das sommerliche Temperaturverhalten von Einfamilienhäusern", Ges.-Ing. 99 (1978), H. 8, S. 230
- /71/ HAUSER, G.: "Sommerliches Temperaturverhalten von Einzelbüros", TAB, H. 12 (1979), S. 1015
- /72/ HAUSER, G. und GERTIS, K.: "Der sommerliche Wärmeschutz von Gebäuden (Normungsvorschlag)", KI 8 (1980), H. 2, S. 71
- /73/ HAFERLAND, F.; HEINDL, W. und FUCHS, H.: "Rechnerische Untersuchung zur Ermittlung der Größenordnung bestimmter Einflüsse von Bauweise und Konstruktion sowie sonstiger Parameter auf die Temperaturstabilität in Räumen - Beiträge zur Beurteilung des sommerlichen Wärmeschutzes", Berichte aus der Bauforschung 99, Berlin 1975
- /74/ ESDORN, H. und Brinkmann, W.: "Der Lüftungswärmebedarf von Gebäuden unter Wind- und Auftriebseinflüssen. Ein Vorschlag für den Entwurf 1978 der DIN 4701", Ges.-Ing. 99 (1978), H. 4, S. 81
- /75/ DICK, J.B.: "The Fundamentals of Natural Ventilation of Houses", Journ. Inst. Heat. Vent. Eng., June 1950, S. 123
- /76/ DICK, J.B. und THOMAS, B.A.: "Ventilation Research in Occupied Houses", Journ. Inst. Heat. Vent. Eng., Oct. 1951, S. 321

- /77/ ESDORN, H. und RHEINLÄNDER, J.: "Zur rechnerischen Ermittlung von Fugendurchlaßkoeffizienten und Druckexponenten für Bauteilfugen", HLH 29 (1978), H. 3, S. 101
- /78/ ETHERIDGE, D.W.: "Crack Flow Equations and Scale Effects", Building and Environment 12 (1977), S. 181
- /79/ ETHERIDGE, D.W. und NOLAN, J.A.: "Ventilation measurements at Model Scale in a Turbulent Flow", Building and Environment 14 (1979), S. 53
- /80/ MALIK, N.: "Field Studies of Dependence of Air Infiltration on Outside Temperature and Wind", Energy and Build. 1 (1978), S. 281
- /81/ SHERMAN, M.; GRIMSRUD, D.T. und DIAMOND, R.C.: "Infiltration-Pressurization Correlation: Surface Pressures and Terrain Effects", ASHRAE Trans. 85 (1979), Part II
- /82/ ESDORN, H. und FEUSTEL, H.: "Maschinelle und freie Lüftung von Wohngebäuden - ein Vergleich", XXI Int. Congress for Building Services Engineering 17./18. Apr. 1980 Berlin, S. 135
- /83/ ETHERIDGE, D.W. und ALEXANDER, D.K.: "The British Multi-Cell Model for Calculating Ventilation", ASHRAE-Transact. 86 (1980), Part II
- /84/ BAHNFLETH, D.R.; MOSELEY, T.D. und HARRIS, W.S.: "Measurement of Infiltration in Two Residences, Part II: Comparison of Variables Affecting Infiltration", Trans. ASHRAE 63 (1957), S. 439
- /85/ BEDFORD, T.; WARNER, C.G. und CHRENKO, F.A.: "Observations on the Natural Ventilation of Dwellings", J. Roy. Brit. Arch. 51 (1943), S. 7
- /86/ COBLENTZ, C.W. und ACHENBACH, P.R.: "Field Measurement of Air Infiltration in Ten Electrically-Heated Houses", ASHRAE Report 1845, 69 (1963), S. 358
- /87/ DICK, J.B.: "Experimental Studies in Natural Ventilation of Houses", Journ. Inst. Heat. Vent. Eng., Dec. 1949, S. 420
- /88/ EMPA: "Luftwechsellmessungen in nichtklimatisierten Räumen unter dem Einfluß von Konstruktions- und Klimaparametern", Auszug EMPA Bericht Nr. 34020, Dübendorf 1977
- /89/ HARTMANN, P.: "Anteil der Lüftungswärmeverluste am Gesamtwärmeverlust beheizter Gebäude", CCI-Symp. zum Fenster hinaus heizen - Energiesparen durch kontrollierte Lüftung, Bonn 1978, S. 4
- /90/ HARTMANN, P.; PFIFFNER, I. und BARGETZI, S.: "Luftwechsel-Meßwerte von ausgewählten Wohnbauten in der Schweiz", KI 6 (1978), H. 3, S. 233
- /91/ HOLZ, D.: "Zusammenhang zwischen der Fugendurchlässigkeit von Fenstern und dem Luftwechsel im Raum", Forschungsbericht BMFT-FB-T 80-075, Nov. 1980

- /92/ HUNT, C.H. und BURCH, D.M.: "Air Infiltration Measurements in a Four-Bedroom Townhouse Using SF<sub>6</sub> as a Tracer Gas", ASHRAE-Report No. 2338, Presented at Boston, Mass. Annual Meeting, June 1975
- /93/ PETERSON, J.E.: "Estimating Air Infiltration Into Houses", ASHRAE Journal, Jan 79, S. 62
- /94/ REEVES, G.; MC BRIDE, M.F. und SEPSY, C.F.: "Air Infiltration Model for Residences", ASHRAE Trans. 85, I, S. 667
- /95/ SHAW, C.Y. und TAMURA, G.T.: "Mark XI Energy Research Project Air-Tightness and Air Infiltration Measurements", NRC-paper No 162, Ottawa, June 1980
- /96/ SINDEN, F.W.: "Wind, Temperature and Natural Ventilation - Theoretical Considerations", Energy and Build. 1 (1978), S. 275
- /97/ TAMURA, G.T.: "The Calculation of House Infiltration Rates", ASHRAE Trans. 85 (1979), I, S. 58
- /98/ TAMURA, G.T. und WILSON, A.G.: "Air Leakage and Pressure Measurements on Two Occupied Houses", ASHRAE-Journal 5 (1963), H. 12, S. 65
- /99/ BRUNETT, G.W.: "Auswirkung der Wärmeisolierung auf die Planung", KI 6 (1978), H. 9, S. 709
- /100/ BRUNETT, G.W.: "Ventilation: a Behavioural Approach", Energy Res. 1 (1977), S. 289
- /101/ BRUNETT, G.W.: "User Experience of Well Insulated Houses", Proc. 2nd Int. CIB Symp. Energy Cons. Built Env., Kopenhagen 1979, 5, S. 33
- /102/ DICKSON, D.J.: "Ventilation With Open Windows", Proc. 2nd Int. CIB Symp. Energy Cons. Built Env., Kopenhagen 1979, 2, S. 141
- /103/ KRÜGER, W. und HAUSLADEN, G.: "Zum Problem der Wohnungslüftung", HLH 30 (1979), H. 11, S. 425
- /104/ WIEDENHOFF, R.: "Stoßlüftung von Wohnräumen aus energetischer Sicht", HLH 28 (1977), H. 12, S. 439
- /105/ BERK, J.V.; HOLLOWELL, C.D.; PEPPER, J.H. und YOUNG, R.A.: "The Impact of Reduced Ventilation on Indoor Air Quality in Residential Buildings", Air Poll. Contr. Assoc., 73rd Ann. Meeting, Montreal, Quebec, Canada 22.-27. Juni 1980, paper 80-61
- /106/ HOLLOWELL, C.D.: "Building Ventilation and Indoor Air Quality", Bericht des Lawrence Berkeley Laboratory der Univ. California, LBL-10391 (1980)
- /107/ HOLLOWELL, C.D. et al.: "Radon in Energy - Efficient Residences" Bericht des Lawrence Berkeley Laboratory der Univ. California, LBL-9560 (1980)

- /108/ DIN 1946 Teil 2: "Raumlufttechnik, Gesundheitstechnische Anforderungen", Entwurf Juni 1979, Beuth Verlag, Berlin
- /109/ VDI-RICHTLINIE 2088: "Lüftung von Wohnungen", Düsseldorf 1976
- /110/ DIN 67507: "Lichttransmissionsgrade, Strahlungstransmissionsgrade und Gesamtenergiedurchlaßgrade von Verglasungen", Entwurf Mai 1978, Beuth Verlag, Berlin
- /111/ DUFFIE, J.A. und BECKMANN, W.A.: "Solar Energy and Thermal Processes", Wiley, New York 1974
- /112/ KUSUDA, T.: "NBSLD, the Computer Program for Heating and Cooling in Buildings", NBS Build. Sci. Ser. 69, Wash. 1976
- /113/ LEMMING, J. und SVENDSON, S. (Hrsg.): "Investigation of the Performance of Solar Heating and Cooling Systems", IEA Solar Heating and Cooling Program Task 1 Rep., 1978
- /114/ DE VRIES, D.A. und AFGAN, N.H. (Hrsg.): "Heat and Mass Transfer in the Biosphere", Part I, S. 5, Wiley, New York 1975
- /115/ PHILIP, J.R. und DE VRIES, D.A.: "Moisture Movement in Porous Materials under Temperature Gradients", Trans. Amer. Geophys. Union 38 (1957), S. 222
- /116/ TAYLOR, G.S. und LUTHIN, J.N.: "A Model for Coupled Heat and Moisture Transfer During Soil Freezing", Report National Science Found. ENG 76-08-990 (1977), Can. Geotech. J., 15 (1978), H. 4, S. 548
- /117/ ADAMSON, B.: "Floor Systems on Ground, Heat Insulation and Floor Temperatures", Report BKL 1972:6 (E), Lund Inst. Tech. Sweden (1972)
- /118/ SEPSY, C.; MC BRIDE, M.F.; BLANCETT, R.S. und JONES, C.D.: "Fuel Utilization in Residences", EPRI EA-894 Proj. 137-1, Final Report, Ohio State Univ. (1978)
- /119/ ASHRAE: "Guide and Data Book - Handbook of Fundamentals", S. 377 (1972)
- /120/ KRISCHER, O.: "Die Wärmeaufnahme der Grundflächen nicht unterkellerten Räume", Ges.-Ing. 39 (1934), S. 513
- /121/ BOILEAU, G.G. und LATTA, J.K.: "Calculation of Basement Heat Losses", National Res. Council of Can., Div. of Build. Res., Rep. NRC 10477 (Dec. 1968)
- /122/ LATTA, J.K. und BOILEAU, G.G.: "Heat Losses from House Basements", Can. Building, 19 (1969), H. 10, S. 39
- /123/ BILLINGTON, N.S.: "Heat Loss through Solid Ground Floors", Journ. Heat. and Vent. Eng., 19 (1951), S. 351
- /124/ MACEY, H.H.: "Heat Loss through a Solid Floor", Journ. Inst. Fuel Oct. 1949, S. 369

- /125/ ELLIOT, J.M. und BAKER, M.: "Heat Loss from a Heated Basement", ASHRAE Trans. 66 (1960), S. 400
- /126/ MC BRIDE, M.F.; BLANCETT, R.S.; SEPSY, C.F. und JONES, C.D.: "Measurement of Subgrade Temperatures for Prediction of Heat Loss in Basements", ASHRAE Trans., 85 (1979), H. 1, S. 642
- /127/ DINES, W.H. und DINES, L.H.G.: "Monthly Means of Radiation from Various Parts of the Sky at Benson, Oxfordshire", Mem. R. Met. Soc. 2 (1927), H. 11
- /128/ KONDRAT'YEV, K.Y.: "Radiative Heat Exchange in the Atmosphere", Pergamon, 1965
- /129/ BLISS, R.W.: "Atmospheric Radiation Near the Surface of the Ground. A Summary for Engineers", Solar Energy, 5 (1961), S. 103
- /130/ COULSON, K.L.: "Solar and Terrestrial Radiation", Academic Press, 1975
- /131/ COLE, R.J.: "The Longwave Radiative Environment around Buildings", Review Paper, Build. and Env. 11 (1976), S. 3
- /132/ MONTEITH, J.L.: "Principles of Environmental Physics", Edward Arnold, London 1973
- /133/ UNSWORTH, M.H. und MONTEITH, J.L.: "Longwave Radiation at the Ground. I. Angular Distribution of Incoming Radiation", Quart. J. R. Met. Soc. 109 (1975), S. 13
- /134/ COLE, R.J.: "The Longwave Radiation Incident upon the External Surface of Buildings", B.S.E. 44 (1976), S. 195
- /135/ BOLZ, H.M.: "Die Abhängigkeit der infraroten Gegenstrahlung von der Bewölkung", Zeitschr. Met. 3 (1949), H. 7, 201-3
- /136/ KASTEN, F. und CZEPLAK, G.: "Solar and Terrestrial Radiation Dependent on the Amount and Type of Cloud", Solar Energy 24 (1980), S. 177
- /137/ ARNFIELD, A.J.: "Evaluation of Empirical Expressions for the Estimation of Hourly and Daily Totals of Atmospheric Longwave Emission under all Sky Conditions", Quart. J.R. Met. Soc. 105 (1979), S. 1041,
- /138/ DÄKE, C.U.: "Über ein neues Modell des Strahlungsbilanzmessers nach Schulze", Diss. Univ. Hamburg 1968
- /139/ COLE, R.J.: "The Longwave Radiation Incident upon Inclined Surfaces", Solar Energy 22 (1979), S. 459
- /140/ UNSWORTH, M.H.: "Longwave Radiation at the Ground. II. Geometry of Interception by Slopes Solids and Obstructed Planes", Quart. J.R. Met. Soc. 101 (1975), S. 25
- /141/ KASTEN, F.: "Sonnenstrahlungsmessungen in Deutschland", Öl u. Gasfeuerung 9 (1979), S. 506



- /158/ SWEDISH BUILDING CODE SBN 1975, Suppl. 1: "Energy Conservation etc.", Liber distribution, Vällingby
- /159/ CAPPEL, A. und KALB, M.: "Das Klima von Hamburg - Analyse für Zwecke der angewandten Klimatologie mit Datenkatalog", Berichte des Deutschen Wetterdienstes Nr. 141, Offenbach 1976
- /160/ KASTEN, F.: "Daily and Yearly Time Variation of Solar and Terrestrial Radiation Fluxes as Deduced from Many Years Records at Hamburg", Solar Energy 19 (1977), S. 589
- /161/ DIN 4701E: "Regeln für die Berechnung des Wärmebedarfs von Gebäuden", Entwurf 1979, Beuth Verlag, Berlin
- /162/ VDI-RICHTLINIE 2067: "Berechnung der Kosten von Wärmeversorgungsanlagen", Entwurf 1979, Düsseldorf
- /163/ ESDORN, H.: "Einfluß der Bauweise und des Anlagensystems auf die Temperaturverteilung in Gebäuden mit zentral geregelten Heizung- bzw. Klimaanlage", VDI-Ber. 162 (1971), S. 5
- /164/ DEAN, E. und ROSENFELD, A.H.: "Modeling Natural Energy Flow in Houses", Energy and Build. 1 (1977), S. 19
- /165/ SONDEREGGER, R.C.: "Movers and Stayers: The Resident's Contribution to Variations across Houses in Energy Consumption for Space Heating", in R.H. Socolow (Hrsg.) - Saving Energy in the Home - Ballinger, Cam., MA 1978
- /166/ KÜNZEL, H. und FRANK, W.: "Die sommerlichen Temperaturverhältnisse in Wohngebäuden schwerer und leichter Bauart", Ges.-Ing. 100 (1979), H. 3, S. 85
- /167/ KÖNIG, N. und KUPKE, C.: "Heizwärmeverbrauch und instationäre Heizung", Forschungsbericht BMFT-FB-T 80-072 (Aug. 1980)
- /168/ ROSENFELD, A.H.: "Notes on Residential Fuel Use: Thermostat and Window Management", Energy and Build. 1 (1977), S. 99
- /169/ DUTT, G.: "House Doctor Visits - Optimizing Energy Conservation without Side Effects", IEA Conf. New Energy Cons. Techn., Sess. E, Berlin 1981
- /170/ COLLET, P.F.: "Post-Insulation of Uninsulated Crawl-Space Basements", Proc. 2nd Int. CIB Symp. Energy Cons. Built Env., Kopenhagen 1979, 2, S. 105
- /171/ PERSSON, A.: "Supplementary Insulation of the Exteriors of One Family Houses", Proc. 2nd Int. CIB Symp. Energy Cons. Built Env., Kopenhagen 1979, 1, S. 167
- /172/ VDI: "Energieeinsparung im Neu- und Altbau. Optimierungswege, Bewertungsmodelle, Beispielanalysen", VDI-Bericht 356 (1979), Düsseldorf

- /173/ SAGELSDORFF, R. et al.; Kneubühl, F. et al.: "Nationalfondsprojekt Strahlungshaushalt der Gebäudehülle", Elektrizitätsverwertung 4 (1981), S. 71
- /174/ ACHTZIGER, J.: "Fenster unter erhöhten Anforderungen an den Wärmeschutz", VDI Ber. 316 (1978), S. 33
- /175/ BRUNO, R.; HÖRSTER, H.; KÖSTLIN, H.; SÖLLNER, G. und STEINMÜLLER, B.: "Optical and Thermal Properties of Windows for Passive Solar Systems", ISES Confer., Atlanta, M-III-A-4, S. 32, 1979
- /176/ HAGER, N.E. und PHILLIPS, W.H.: "Reducing Heat Loss through Window Retrofitting", ASHRAE Journ. March 1980, S. 55
- /177/ MAHDJURI, F.: "Highly Insulated Window Glazing", Energy Res. 1 (1977), S. 135
- /178/ MORRONE, T.: "A Low Cost, Energy-Saving Window System", Energy 5 (1980), S. 207
- /179/ SINDEN, F.W.: "A Two-Thirds Reduction in the Space Heat Requirement of a Twin Rivers Townhouse", Energy a. Build. 1 (1977/78), S. 243
- /180/ BRAMBLEY, M.R. und PENNER, S.S.: "Fenestration Devices for Energy Conservation - I. Energy Savings During the Cooling Season, II. Fenestration Performance During the Heating Season", Energy 4 (1979), S. 1, S. 27
- /181/ DAOUST, J.; DUCHATEAU, W. und TOPPET, J.: "Bilan Thermique des Vitrages en Hiver", A.I.M., Liège, Energie solaire 1977, Nr. 44
- /182/ GERTIS, K. und HAUSER, G.: "Energieeinsparung infolge Sonneneinstrahlung durch Fenster", KI 7 (1979), H. 3, S. 107
- /183/ GRANUM, H.; MARKUS, A.; MORRIS, E.; CLARKE, J. und MC GEORGE, D.: "The Performance and Economics of Single and Double Glazing in Britain and Scandinavia; a Window Chess-Game", Proc. 2nd Int. CIB Symp. Energy Cons. Built Env., Kopenhagen 1979, 6, S. 111
- /184/ HAUSER, G.: "Die wärmetechnische Beurteilung von Fenstern unter Berücksichtigung der Sonneneinstrahlung während der Heizperiode", Bauphysik 1 (1979), S. 12
- /185/ KÜNZEL, H.: "Das Fenster als Sonnenkollektor", VDI-Bericht 316, S. 39, Düsseldorf 1978
- /186/ KÜNZEL, H. und SNATZKE, C.: "Das Fenster und seine Wärmebilanz bei Berücksichtigung der Sonneneinstrahlung und zusätzlicher Schutzmaßnahmen", Forschungsbericht BMFT-FB-T 80-070, Nov. 1980
- /187/ RUDOY, W. und DURAN, F.: "Effect of Building Envelope Parameters on Annual Heating Cooling Load", ASHRAE Journ., July 1975, S. 19
- /188/ VDI: "Sonnenenergienutzung im Bauwesen", VDI-Bericht 306, Düsseldorf 1978

- /189/ WERNER, H.: "Auswirkungen meteorologischer Einflußgrößen auf die Wärmebilanz von Fenstern während der Heizperiode", Ges.-Ing. 10 (1980), H. 3, S. 63
- /190/ ROUVEL, L. und WENZEL, B.: "Kenngrößen zur Beurteilung der Energiebilanz von Fenstern während der Heizperiode", HLH 30 (1979), H. 8, S. 285
- /191/ STEINMÜLLER, B.: "Auswirkungen solararchitektonischer Maßnahmen auf die Energiebilanz von Gebäuden", 3. Int. Sonnenforum Hamburg 1980, Band "Freie Vorträge", S. 554
- /192/ FANGER, P.O.: "Thermal Comfort - Analysis and Applications in Environmental Engineering", Mc Graw Hill, New York 1972
- /193/ JAHN, A.: "Das Test-Referenzjahr. Eine Sammlung stündlicher interessierender Wetterelemente", HLH 28 (1977), H. 6, S. 199-206; H. 7, S. 257-265; H. 8, 296-299

## A1. Erstellung von Wetterdatensätzen für das Jahr 1977 am PEH

### A1.1. Vorbemerkung

Wie in Kapitel 3.2 erläutert, werden am PEH meteorologische Daten von einer EDV-Anlage automatisch erfaßt, gespeichert und nach entsprechender Aufbereitung auf stündliche Daten reduziert. Diese "Hauptdaten" sind allerdings wegen gelegentlicher Unterbrechung der ordnungsgemäßen Datenerfassung nicht lückenlos vorhanden (Bild A1:1). Ferner sind einige Wetterelemente, die für das thermische Verhalten von Gebäuden und Energiesystemen von Bedeutung sein können aus praktischen Gründen nicht gemessen worden (wie die atmosphärische Gegenstrahlung  $L_A$  beziehungsweise der Bedeckungsgrad  $c$ ). Um für einen längeren Zeitraum einen vollständigen Datensatz zu haben, müssen daher Lücken unter Zuhilfenahme von "Ersatzdaten" und physikalisch/statistischen Beziehungen gefüllt werden.

Im folgenden (A1.2-A1.4) wird die Erstellung eines vollständigen Wetterdatensatzes für das Jahr 1977 am PEH beschrieben. Er enthält die Wetterelemente Außenlufttemperatur  $\theta_{aL}$ , Windgeschwindigkeit  $\bar{w}$ , relative Feuchte  $\varphi$ , Luftdruck  $p$ , globale Einstrahlung  $G_0$  auf eine horizontale Fläche, globale Einstrahlung  $G_{48}$  auf eine  $48^\circ$  geneigte,  $12^\circ$  nach Südwest gedrehte Fläche und den Bedeckungsgrad  $c$ .

### A1.2. Ersatzdaten

Die Wetterelemente  $\theta_{aL}$ ,  $\varphi$  (siehe Kap. 3.2) und  $G_{48}$  wurden am PEH teilweise doppelt erfaßt. Für  $w$  und  $\arg(\bar{w})$  standen von der Wetterstation Aachen stündliche, für  $p$  dreistündlich gemessene Daten zur Verfügung. Keine Ersatzdaten lagen am PEH und der Wetterstation Aachen für  $G_0$  und  $L_A$  vor. Statt  $L_A$  wurde an der Wetterstation Aachen der Bedeckungsgrad  $c$  beobachtet. Einfachstenfalls könnten die Ersatzdaten  $\theta_{aL}$ ,  $\varphi$ ,  $G_{48}$ ,  $w$ ,  $\arg(\bar{w})$  und  $p$  in die Lücken substituiert werden, während für  $G_0$  und  $L_A$  geeignete Korrelationen zu anderen Wetterparametern herangezogen

werden müssen. Es zeigt sich allerdings, daß die Ersatzdaten in Zeiträumen, in denen auch die Hauptdaten vorliegen, teilweise nicht unerheblich von den Hauptdaten abweichen (Tab. A1:1a), so daß Algorithmen zur Anpassung der Ersatzdaten eingesetzt werden müssen.

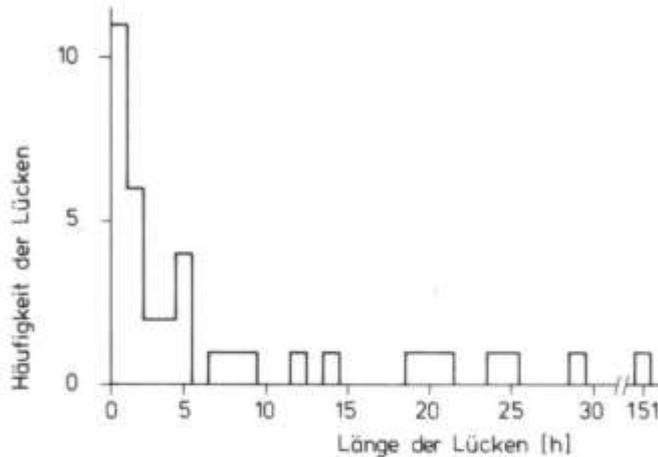


Bild A1:1 Statistik der Lücken in der Wetterdatenerfassung, PEH 1977

a) Vergleich	Wetterelement					
	p [mbar]	$\theta_{aL}$ [°C]	$\varphi$ [%]	w [m/s]	arg(w) [Grad]	G48 [W/m <sup>2</sup> ]
Anzahl der Werte n	675	5538	675	675	675	3100
Mittelwert Hauptdaten $\bar{y}$	987	10,3	80,6	3,28	194	213
Mittelwert Ersatzdaten $\bar{x}$	989	9,9	75,0	4,14	208	216
Mittlere Abweichung $\Delta$	2,5	-0,4	-5,6	+0,86	14	+2,8
Standardabweichung $\sigma$	2,7	1,3	8,7	1,3	51,8	21,3
b) Regressionsanalyse						
a	-24,4	0,726	25,2	0,25	14,5	1,11
b	1,022	0,969	0,739	0,73	0,862	0,982
r	0,99	0,98	0,93	0,94	0,83	0,99
Standardabweichung $\sigma_R$	0,94	1,2	4,9	0,65	48	20,7
c) Regressionsanalyse über verschiedene Datenklassen j						
Standardabweichung $\sigma_{R'}$	-	-	-	0,54	40,6	18,5

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (y_i - x_i)^2}{n-1}}, \quad \sigma_R = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (y_i - y(x_i))^2}{n-1}}, \quad \sigma_{R'} = \sqrt{\frac{\sum_{i,j} (y_i - y_j(x_i))^2}{n-1}}$$

$y(x_i), y_j(x_i)$  nach (A1:1)

Tab. A1:1 Haupt- und Ersatzdaten zu Zeiten der Doppelfassung

### A1.3. Auffüllen von Lücken unter Verwendung von Ersatzdaten

Die Abweichungen zwischen den am PEH von der Datenerfassungsanlage aufgenommenen Daten und den Ersatzdaten sind auf verschiedene Gründe zurückzuführen:

- (a) die Ersatzdaten sind teilweise an einem anderen Ort gemessen worden als die Hauptdaten ( $p$  und  $\vec{w}$  an der Wetterstation Aachen,  $\theta_{aL}$  und  $\varphi$  auf der Nordseite des PEH), so daß verschiedene mikroklimatische Einflüsse wirksam werden,
- (b) die Ersatzdaten sind auf andere Weise als die Hauptdaten erfaßt, registriert und ausgewertet worden ( $\theta_{aL}$ ,  $\varphi$  und  $G_{48}$  sind beispielsweise mittels (Meß-)Schreiber aufgenommen und anschließend digitalisiert worden).

Dementsprechend lassen sich die Abweichungen einerseits als systematische über den ganzen Zeitraum vorhandene Abweichungen, andererseits als zeitlich fluktuierende Schwankungen (z.B. Nullpunktschwankungen bei Meßgeräten und Schreibern) und schließlich als weitgehend zufallsbedingte Fehler (stochastische Meßgeräteabweichungen etc.) deuten.

Während der letztgenannte Fehler sich nicht im nachhinein verringern läßt, besteht im ersten Fall die Möglichkeit durch Regressionsanalyse zwischen Ersatz- und Hauptdaten im doppelt erfaßten Bereich, sowie im zweiten Fall durch Variation der Ersatzdaten im Lückenbereich gemäß den in der Lückenumgebung vorherrschenden Abweichungen eine Fehlerreduzierung zu erzielen.

#### Regressionsanalyse

Für  $p$ ,  $\varphi$ ,  $w$  und  $\arg(\vec{w})$  standen 675 Datenpaare aus der unmittelbaren Umgebung der Lücken, für  $\theta_{aL}$  und  $G_{48}$  5538 bzw. 3100 Datenpaare aus den ersten 8 Monaten des Jahres 1977 zur Verfügung. Die Koeffizienten  $a$  und  $b$  aus einer linearen Regression der Hauptdaten  $y$  nach den Ersatzdaten  $x$ :

$$y = a + b x, \quad (A1:1)$$

sind in Tab. A1:1b mit dem Regressionskoeffizienten  $r$  und der Standardabweichung  $\sigma_R$  zwischen Haupt- und gemäß (A1:1) korrigierten Ersatzdaten zusammengefaßt. Wie Tab. A1:1 zeigt, kann die ursprüngliche Standardabweichung  $\sigma_V$  für  $p$  auf diese Weise gedrittelt, für  $\varphi$  und  $w$  halbiert werden. Die Standardabweichungen  $\sigma_V$  der anderen Größen lassen sich nur um ca. 10% reduzieren.

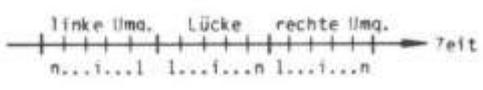
Analyse der Winddaten zeigt, daß die Beziehung zwischen Haupt- und Ersatzdaten richtungsabhängig ist. Bei den Globalstrahlungsdaten  $G_{48}$  lassen sich mäßige systematische Fehler von ca. -5% in Stunden mit glatten Verläufen (vorwiegend klarer oder bedeckter Himmel) beobachten, die auf einen Eichfehler des Schreibers hindeuten, während es in Stunden mit stark schwankender Einstrahlung (windig, wechselnde Bewölkung) zu sehr hohen Abweichungen aufgrund von Digitalisierungsfehlern kommt. Letztere lassen eine Tendenz zur Überschätzung der Einstrahlung erkennen. Es wurde deshalb für den Wind eine Regression getrennt nach 36 Richtungsklassen und für die Einstrahlung getrennt nach Windgeschwindigkeits- und Bedeckungsgradklassen vorgenommen. Dabei erstreckt sich die angegebene Regression für  $G_{48}$  nur auf Stunden, für die  $G_{48} > 10 \text{ W/m}^2$  ist, während für Stunden, in denen  $0 < G_{48} < 10 \text{ W/m}^2$  ist, die Regression getrennt nach (A1:1) durchgeführt wird (auf diese Weise lassen sich Fehler in der Nähe des Sonnenauf- und untergangs vermeiden, die bei Umrechnung der Einstrahlung auf geneigte Flächen unter Umständen erhebliches Gewicht erhalten können). Es zeigt sich (Tab. A1:1(c)), daß sich insgesamt die Standardabweichung  $\sigma$  für  $w$  um 60% für  $\arg(\vec{w})$  um 20% und für  $G_{48}$  um ca. 15% reduzieren läßt.

### Fluktuationsausgleich

Analysen der Temperatur- und Feuchtedaten lassen Fehlerfluktuationen auf der Zeitskala von 12-48h erkennen. In Lücken, deren Länge  $\approx 48\text{h}$  ist, sollte deshalb ein Verfahren, das die Abweichungen zwischen Ersatz- und Hauptdaten in der Lückenumgebung berücksichtigt, zu Fehlerreduktionen führen. Dabei sollten die Korrekturen  $\Delta_m$  für die Ersatzdaten  $x_m$  in der Lücke je nach Lage in unterschiedlicher Weise von den Abweichungen  $\Delta_l$  in der vorzeitlichen (linken) und  $\Delta_r$  in der nachzeitlichen (rechten) Umgebung der Lücke abhängig sein. Ferner sollten mit zunehmendem Abstand

der betrachteten Lückenstunde vom Lückenrand eine anwachsende Zahl von Umgebungsstunden zur Bestimmung von  $\Delta_m$  herangezogen werden, um zufällig am Lückenrand vorhandene Abweichungen nicht auf die gesamte Lücke zu übertragen und um das Verfahren universell für beliebig lange Lücken einsetzen zu können. Hier wird als relevante rechte bzw. linke Umgebungslänge der jeweilige Abstand der aufzufüllenden Stunde vom rechten bzw. linken Umgebungsrand gewählt (zur Auffüllung einer Lücke der Länge  $n$  müssen also zusätzlich zu den  $n$  Ersatzdaten  $x_m$  in der Lücke je  $n$  Daten  $x_r$  und  $x_l$  in der rechten bzw. linken Lückenumgebung vorhanden sein).  $\Delta_m$  wird dann als gewichtetes Mittel je einer Korrekturfunktion  $\bar{\Delta}_l$  und  $\bar{\Delta}_r$  der linken bzw. der rechten Umgebung gebildet. Es ergibt sich mithin der Korrekturalgorithmus in Tab. A1:2. Dieser Algorithmus kann natürlich ebenso auf  $p$ ,  $w$ ,  $\arg(\bar{w})$  und  $G_{48}$  angewandt werden, wobei die Modularität ( $\text{mod } 360^\circ$ ) von  $\arg(\bar{w})$  zu beachten ist. Bei der Anwendung auf  $G_{48}$  beschränkt man das Verfahren auf Zeitintervalle, in denen  $G_{48} > 10 \text{ W/m}^2$  ist.

Zum Test des Algorithmus werden in den doppelt erfaßten Zeitintervallen "Pseudolücken" definiert. In Tab. A1:3 sind die Standardabweichungen  $\sigma_v$  und  $\sigma_f$  vor und nach der Korrektur durch den Ausgleichsalgorithmus angegeben. Darüberhinaus sind die Abweichungen  $\sigma_R$ ,  $\sigma_R'$  angegeben, die zustande kommen, wenn die allein mittels der Regressionsanalyse korrigierten Daten zur Auffüllung der Pseudolücken herangezogen werden, und die Abweichungen  $\sigma_{RF}$ ,  $\sigma_{RF}'$ , die bei einer Kombination des Ausgleichsverfahrens mit der Regressionsanalyse verbleiben. Tab. A1:3 zeigt, daß mit Ausnahme von  $\arg(\bar{w})$  und  $G_{48}$  die Anwendung des Ausgleichsalgorithmus eine Reduzierung der Standardabweichungen zwischen 40 und 80% ergibt. Zu beachten ist hierbei, daß diese Aussagen für Lücken der Längen 1-40h gewonnen worden sind. Da die aktuellen Lücken mit Längen bis zu 150h jedoch über der typischen Fluktuationsperiode liegen, empfiehlt sich für deren Auffüllung (mit Ausnahme von  $G_{48}$  und  $\arg(\bar{w})$ ) die kombinierte Anwendung des Regressions- und Ausgleichsverfahrens. Auf  $G_{48}$  und  $\arg(\bar{w})$  ist nur das Regressionsverfahren anzuwenden.

<b>Gegeben:</b>	Ersatzdaten $x_1(i), x_m(i), x_r(i), i = 1, \dots, n$ Hauptdaten $y_1(i), y_r(i), i = 1, \dots, n$ 
<b>Bestimme:</b>	(1) $\Delta_u(i) = y_u(i) - x_u(i), u = 1, r$ (falls $y_u(i)$ nicht existiert, setze $\Delta_u(i) = \Delta_u(i-1)$ ) (2) $\bar{\Delta}_u(i) = (\sum_{j=1}^i \Delta_u(j))/i, u = 1, r$ (3) $\Delta_m(i) = (\bar{\Delta}_1(i) \cdot (n-i+1) + \bar{\Delta}_r(n-i+1) \cdot i)/(n+1)$ (4) $y_m(i) = x_m(i) + \Delta_m(i)$

Tab. A1:2 Algorithmus zum Fluktuationsausgleich

	Wetterelement					
	p [mbar]	T [°C]	φ [t]	w [m/s]	arg(w) [Grad]	G48 [W/m <sup>2</sup> ]
Anzahl der Werte n	197	197	197	197	197	94
Mittelwert Hauptdaten $\bar{y}$	985,4	6,8	81,4	3,4	194	202
Mittelwert Ersatzdaten $\bar{x}$	988,1	6,2	76,1	4,4	216	214
Mittlere Abweichung $\bar{\Delta}$	2,7	0,6	-5,3	1,0	-22	12
Standardabweichung $\sigma$	2,8	1,1	8,5	1,2	52	31
$\sigma_F$	0,5	0,7	4,7	0,72	52	35
$\sigma_R, \sigma_R'$	0,7	1,0	4,8	0,56	36	27
$\sigma_{RF}, \sigma_{RF}'$	0,5	0,7	3,8	0,56	48	30

$$\sigma_F = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (y_i - y_m(i))^2}{n-1}}, \quad \sigma_{RF} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (y_i - y_{mi})^2}{n-1}}$$

$\sigma_R, \sigma_{RF}$  analog.  $y_m(i) = x_m(i) + \Delta_m(i), \quad y_{mi} = y(x_m(i)) + \Delta_m(i)$

Tab. A1:3 Stündliche Haupt- und Ersatzdaten in Pseudolücken

#### A1.4. Auffüllen von Lücken ohne Ersatzdaten

##### Algorithmus für die Berechnung fehlender $G_0$ -Daten

Die Berechnung von  $G_0$  als Funktion der (rekonstruierten)  $G_{48}$ -Daten ist nicht möglich, da die Umrechnung der solaren Einstrahlungen zwischen verschiedenen geneigten Flächen Information über den Anteil der direkten und diffusen Komponente voraussetzt, der seinerseits jedoch erst im Rückgriff auf  $G_0$  und  $G_{48}$  (oder äquivalente Größen) berechnet werden kann (siehe Abschnitt 2.4.2). Da sich andererseits in der Umgebung der Lücke jedoch meist Tage finden, an denen zu den fraglichen Tagesstunden ähnliche Einstrahlungsbedingungen herrschen, liegt es nahe, die fehlenden Daten  $G_0 = G_0^m$  durch Heranziehen von Daten  $G_0^r$  bzw.  $G_0^l$  aus der rechten und linken Umgebung der Lücke zu gewinnen. Da sich die geometrischen Einstrahlungsverhältnisse zu gleichen Tagesstunden während einiger Tage nur wenig ändern, ist hier als Suchintervall ein Zeitraum von zweimal 10 Tagen gewählt worden.

Die Entscheidung darüber, ob "ähnliche" Einstrahlungsverhältnisse vorliegen, kann hierbei durch Vergleich der  $G_{48}$ -Daten gefällt werden. Weiter können die "besten" Datenpaare  $(G_{48}^u, G_0^u)$ ,  $u = l, r$  auf  $G_{48}^m$  normiert und gemittelt werden, so daß sich für den gesuchten Wert  $G_0^m$  ergibt:

$$G_0^m = (G_0^l \frac{G_{48}^m}{G_{48}^l} + G_0^r \frac{G_{48}^m}{G_{48}^r})/2 \quad (A1:2)$$

Das hier vorgestellte Verfahren wurde auf die oben ausgewählten "Pseudolücken" angewandt und ergab eine Standardabweichung zwischen den Hauptdaten und den berechneten Ersatzdaten von  $18 \text{ W/m}^2$ . Wird  $G_{48}$  selbst rekonstruiert ( $\sigma_R = 27 \text{ W/m}^2$ ), so ergibt sich eine Standardabweichung von  $30 \text{ W/m}^2$ .

##### Auffüllen der Bedeckungsgraddaten $c$

Bei den von der Wetterstation Aachen erfaßten Bedeckungsgraddaten fehlten 657h. Da keine Ersatzdaten vorlagen und die Lücken sich jeweils

nur über maximal 7h erstrecken, wurden die fehlenden Daten durch lineare Interpolation ermittelt. Der hierbei auftretende Fehler liegt etwa bei 1 bis 1,5 Oktaden und damit nahe am Beobachtungsfehler.

#### A1.5. Windgeschwindigkeit in Wohnbereichshöhe des PEH

Während die Windgeschwindigkeit  $w$  in einer Höhe  $z_{10} = 10$  m über dem umliegenden Terrain gemessen wird, ist für den Energiehaushalt des PEH-Erdgeschosses die Windgeschwindigkeit in dessen mittlerer Höhe  $z$  über dem umliegenden Terrain maßgeblich. Aus /74/

$$w(z) = w(z_{10}) \left( \frac{z}{z_{10}} \right)^{1/K} \quad (\text{A1:3})$$

mit  $z \approx 2,5$  m und  $K \approx 6$  (für "meteorologische Umgebungen" /74/) folgt

$$w(2,5\text{m}) \approx w(10\text{m}) * 0,8 \quad (\text{A1:4})$$

#### A2. Modelle für den Luftwechsel im PEH

##### A2.1. Thermisch bedingter Fugenluftwechsel zwischen Wohn-, Keller- und Dachbereich

Sei  $(a^*1)_{KD} = 120 \frac{\text{m}^3/\text{h}}{(\text{Pa})^n}$  (bzw.  $170 \frac{\text{m}^2/\text{h}}{(\text{Pa})^n}$ ) die Durchlässigkeit des Wohnbereiches (bzw. Erdgeschosses incl. Windfang) zu Keller- und Dachbereich (Bild 3:12). Sei  $\eta_+$  der Durchlässigkeitsanteil auf der angeströmten Seite (Fußboden:  $\eta_+ \approx 0,75$ , Bild 3:12) und  $\Delta p_{KD}$  der Druckabfall von der Kellerdecke bis zum Boden des Obergeschosses, dann folgt aus der Massenstrom- und Druckbilanz, daß

$$\dot{V}_{zu} = \eta_{\text{eff}} (a^*1)_{KD} \Delta p_{KD}^n \quad (\text{A2:1})$$

$$\text{mit } \eta_{\text{eff}} = \eta_+ / [1 + (\eta_+ / (1 - \eta_+))^{1/n}]^n .$$

Der Druckabfall  $\Delta p_{KD}$  läßt sich gemäß Bild 3:10 berechnen aus

$$\begin{aligned} \Delta p_{KD} &= \Delta p_K(z=2,25m) - \Delta p_W(z=2,25m) \\ &+ \Delta p_W(z=5,4m) - \Delta p_D(z=7,9m) \quad . \end{aligned} \quad (A2:2)$$

Für die einzelnen Druckdifferenzen gilt

$$\Delta p_j(z) = \gamma \Delta z_j \frac{\Delta T_j}{T_{aL}} \quad (A2:3)$$

- wobei:
- $j = K, W, D$  (Keller, Wohn-, Dachbereich)
  - $\gamma = 11,8 \text{ N/m}^3$  = Wichte der Luft innen
  - $\Delta z_j$  = Höhendifferenz zur jeweiligen neutralen Zone
  - $\Delta T_j$  = Temperaturdifferenz innen - außen
  - $T_{aL}$  = Außenlufttemperatur in Grad K

Wie sich aus Rauchexperimenten und Abschätzung der vertikalen Öffnungsverteilung schließen läßt, gilt näherungsweise

$$\Delta z_K(2,25m) \approx 0; \Delta z_D(7,9m) \approx 1,25m \quad . \quad (A2:4)$$

Mit  $\Delta z_W(5,4m) - \Delta z_W(2,25m) = 5,4m - 2,25m = 3,15m$  und Obergeschoßtemperatur  $\theta_D \approx \bar{\theta}_R$  folgt aus (A2:2)

$$\Delta p_{KD} \approx \gamma \frac{\Delta T}{T_{aL}} \Delta z_{eff} \quad , \quad (A2:5)$$

$$\text{wobei } \Delta T = \bar{\theta}_R - \theta_{aL} \quad , \quad \Delta z_{eff} = 4,4m \quad .$$

Mit (A2:1) ergibt sich nach Normierung auf  $n = 0,5$  für den Zuluftstrom  $\dot{V}_{Zu}^{*KD}$  zum Wohnbereich

$$\dot{V}_{zu}^{KD} \approx \begin{cases} 220 \text{ m}^3/\text{h} \sqrt{\frac{|\Delta T|}{T_{aL}}} \text{ excl. Windfang} \\ 310 \text{ m}^3/\text{h} \sqrt{\frac{|\Delta T|}{T_{aL}}} \text{ incl. Windfang} \end{cases} \quad (\text{A2:6})$$

## A2.2. Windbedingter Fugenluftwechsel über den Außenwandbereich

Berechnet man die Druckverhältnisse unter typischen winterlichen Verhältnissen ( $\Delta T \approx 20\text{K}$ ,  $T_{aL} \approx 273\text{K}$ ,  $w = 3 \text{ m/s}$ ), so ergibt sich für den Druckabfall über Fußboden  $\Delta p_{KW}$  und Decke  $\Delta p_{DW}$  mit

$$\Delta p_{KW} = (1 - \eta_+) \Delta p_{KD} \quad \text{und} \quad \Delta p_{DW} = \eta_+ \Delta p_{KD} \quad , \quad (\text{A2:7})$$

daß  $\Delta p_{KW} \approx 1 \text{ Pa}$ ,  $\Delta p_{DW} \approx 2,8 \text{ Pa}$ , während der dynamische Winddruck  $p_d = \rho/2 w^2$  ca.  $5,4 \text{ Pa}$  erreicht. Der Winddruck dominiert daher im allgemeinen auch unter winterlichen Bedingungen die Auftriebskräfte im Haus. Da ferner die Undichtigkeiten  $(a^*l)_{KD}$  im Decken- und Fußbodenbereich erheblich größer sind als im Außenwandbereich (Bild 3:12,  $(a^*l)_A \approx 40 \frac{\text{m}^3/\text{h}}{(\text{Pa})\pi}$  im Wohnbereich excl. Windfang), läßt sich folgern

- was auf der vom Wind angeströmten Seite über die Undichtigkeiten  $(a^*l)_{A+}$  einströmt, fließt fast ungehindert in den Keller- oder Dachbereich ab,
- was auf der Leeseite über die Undichtigkeiten  $(a^*l)_{A-}$  abströmt, wird fast ungehindert vom Keller- oder Dachbereich angesogen.

Für die Fugenluftwechsel  $\dot{V}_{zu}^{A+}$  auf Luv- bzw.  $\dot{V}_{ab}^{A-}$  auf Leeseite ist daher in guter Näherung allein der Druckabfall  $\Delta p_A^+$  bzw.  $\Delta p_A^-$  über die jeweilige Seite maßgeblich.

Mit

$$\Delta p_A^+ = \psi_+ p_d, \quad \psi_+ \approx 1 \quad (\text{A2:8})$$

$$\Delta p_A^- = \psi_- p_d, \quad \psi_- \approx 0,3$$

und

$$(a^*)_A^+ \approx \frac{1}{4} (a^*)_A \approx 10 \frac{\text{m}^3/\text{h}}{(\text{Pa})^{0,58}} \quad (\text{A2:9})$$

$$(a^*)_A^- \approx \frac{3}{4} (a^*)_A \approx 30 \frac{\text{m}^3/\text{h}}{(\text{Pa})^{0,58}}$$

für den Wohnbereich (excl. Windfang) folgt bei Normierung auf  $n \approx 0,5$

$$\dot{V}_{\text{zu}}^{A^+} \approx (a^*)_A^+ (\Delta p_A^+)^n \approx 10 \text{ m}^3/\text{h} * w(\text{m/s}) \quad (\text{A2:10})$$

$$\dot{V}_{\text{ab}}^{A^-} \approx (a^*)_A^- (\Delta p_A^-)^n \approx 13 \text{ m}^3/\text{h} * w(\text{m/s}) .$$

Hierbei ist  $w$  die Windgeschwindigkeit in Wohnbereichshöhe des PEH (A1.5). Die entsprechenden Luftwechselraten für das Erdgeschoß (incl. Windfang) liegen um ca. 25% höher.

Da  $\dot{V}_{\text{ab}}^{A^-} - \dot{V}_{\text{zu}}^{A^+} \ll \dot{V}_{\text{zu}}^{\text{KD}}$  wird die Massenstrombilanz für den thermisch bedingten Luftwechsel  $\dot{V}_{\text{zu}}^{\text{KD}}$  praktisch nicht vom windbedingten Luftwechsel beeinflusst. Beide Effekte können daher unabhängig voneinander überlagert werden.

### A2.3. Thermisch bedingter Fugenluftwechsel über den Außenwandbereich

Bei niedrigen Windgeschwindigkeiten geht der Außenluftwechsel nicht gegen Null, da für  $\Delta T \neq 0$  der thermisch bedingte Luftwechsel einsetzt. Die Größe dieses Luftwechsels ist abhängig von der vertikalen Verteilung der Undichtigkeiten und der Lage der neutralen Zone  $z_{\text{Wn}}$ . Aus (A2:7) und Bild 3:10 folgt

$$z_{\text{Wn}} = 2,25 + (1 - \eta_+) \Delta z_{\text{eff}} \approx 3,35 \text{ m} , \quad (\text{A2:11})$$

d.h.  $z_{\text{Wn}}$  liegt ca. 0,7 m über der Fußbodenoberkante. Für die vertikale Verteilung der Undichtigkeiten im Außenwandbereich ergibt eine Abschätzung, daß ca. 50% von  $(a^*)_A$  an der Fußbodenoberkante liegen,

während sich je ca. 25% bei 1,5 m ( $0,9\text{m} < z < 2\text{m}$  : Fenster) und 2,5m befinden.

Für die Zuluftrate bei  $\theta_R > \theta_{aL}$  gilt demzufolge

$$\dot{V}_{zu}^{Ath} \approx \frac{(a^*1)_A}{2} (\Delta p_{th})^n \approx 55 \text{ m}^3/\text{h} \sqrt{\frac{|\Delta T|}{T_{aL}}} \quad , \quad (\text{A2:12})$$

mit

$$\Delta p_{th} \approx \gamma \frac{\Delta T}{T_{aL}} * 0,7\text{m} \approx 8,3 \text{ Pa} \frac{\Delta T}{T_{aL}} \quad . \quad (\text{A2:13})$$

Für das Erdgeschoß incl. Windfang ergibt sich eine um 25% höhere Rate von  $70 \text{ m}^3/\text{h} \sqrt{\frac{|\Delta T|}{T_{aL}}}$ .

#### A2.4. Fugenluftwechsel zwischen Wohn- und Außenbereich des PEH bei kombinierter Wirkung von Wind und Thermik

Die Integration von  $\dot{V}_{zu}^A(z) = (a^*1)_A(z) * (\Delta p(z))^n$  über die Höhe  $z$  mit  $\Delta p(z) = \Delta p_A + \Delta p_{th}$  (mit (A2:8) und (A2:13) und einer Undichtigkeitsverteilung gemäß (A2.3)) ergibt für den Wohnbereich des PEH, daß (Bild A2:1, S. 215):

- für  $\Delta p_{th} \leq \Delta p_A^- (\approx 0,3 \Delta p_A^+)$  der Fugenluftwechsel winddominiert ist,
- für  $\Delta p_{th} > \Delta p_A^- (\approx 0,3 \Delta p_A^+)$  der Fugenluftwechsel thermisch dominiert ist.

Es kann daher im folgenden vereinfacht gesetzt werden

$$\dot{V}_{zu}^A = \begin{cases} \dot{V}_{zu}^{A+} & \text{für } \Delta p_{th} \leq \Delta p_A^+ * 0,3 \\ \dot{V}_{zu}^{Ath} & \text{für } \Delta p_{th} > \Delta p_A^+ * 0,3 \end{cases} \quad (\text{A2:14})$$

Beachtet man ferner, daß gilt

$$\dot{V}_{zu}^{Ath} (\geq) \dot{V}_{zu}^{A+} \iff \Delta p_{th} (\geq) \Delta p_A^+ * 0,3 \quad , \quad (\text{A2:15})$$

so ergibt sich

$$\dot{V}_{ZU}^A \approx \max(\dot{V}_{ZU}^{A+}, \dot{V}_{ZU}^{A+h}) \quad . \quad (A2:16)$$

#### A2.5. Beeinflussung der Fugenlüftungs-raten durch die maschinelle Belüftung (Abschätzung)

$$\underline{\text{Betriebszustand } \dot{V}_{ZU}^C = \dot{V}_{ab}^C}$$

Der Druckzustand im Erdgeschoß des PEH bleibt unter diesen Bedingungen im Mittel unverändert. Im Wohn-, Schlaf- und Kinderzimmer ergibt sich jedoch eine leichte Druckerhöhung, in Küche und Bad eine leichte Druckverminderung (vgl. Tab. 3:4). Die genaue Druckverteilung ist abhängig von der (nicht genau bekannten) Verteilung der inneren Undichtigkeiten im PEH. Beobachtung des internen Luftwechsels unter windstillen, warmen Umgebungsbedingungen (thermischer Luftwechsel an Verbindungstüren bei  $\Delta\theta < 4^\circ\text{C}$ ), kann jedoch abgeschätzt werden, daß die maschinell verursachten Druckdifferenzen zwischen den Räumen (mit Ausnahme der Küche) im allgemeinen  $\approx 0,2$  Pa sind.

Es kann daher gefolgert werden, daß die Fugenlüftung im Mittel von der maschinellen Lüftung unbeeinflusst bleibt. Verursacht letztere in gewissen Räumen durch Druckverminderung eine Anhebung des Fugenzuluftstromes, so wird diese Zunahme in Räumen mit Druckerhöhung durch Verringerung des Fugenzuluftstromes kompensiert. Sind allerdings die Fugenzuluftströme bereits so klein, daß ihre weitere Verringerung bei Druckerhöhung zum Umschlagen in Fugenabluft führt, so ist der Nettoeffekt der maschinellen Belüftung summiert über die Räume eine Erhöhung des Fugenzuluftstromes. Es gibt daher einen minimalen Fugenzuluftstrom, der gemäß der Größe der Undichtigkeiten insbesondere für die Fugenlüftung vom Keller- und Dachbereich zu berücksichtigen ist. Aus der Undichtigkeitsverteilung zwischen Bad, Flur, Wohnzimmer und Küche kann abgeschätzt werden, daß in etwa

$$\dot{V}_{ZU}^{KD} \approx \dot{V}_{ZU}^C * 10\% \quad (A2:17)$$

gilt.

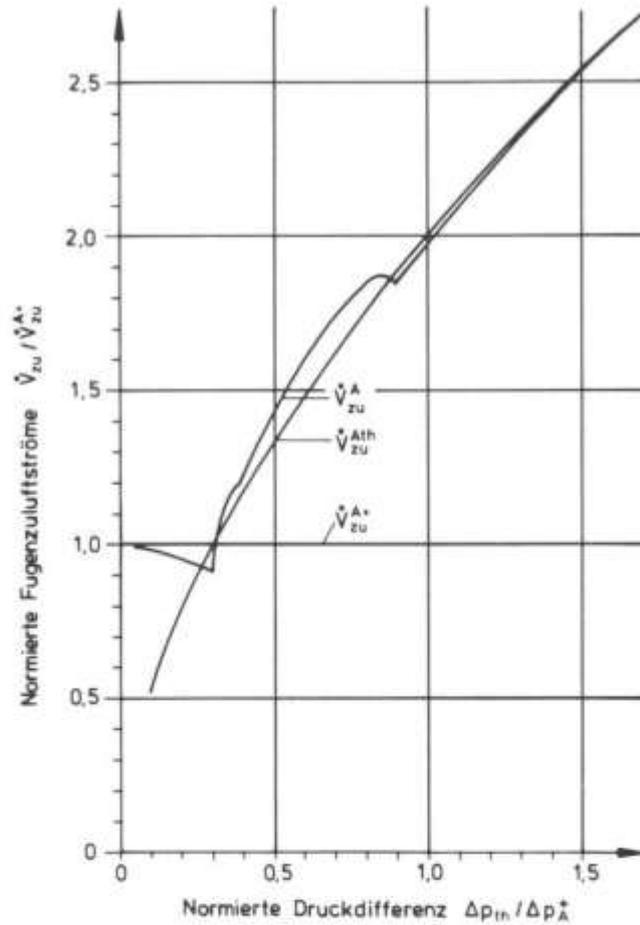


Bild A 2:1 Fugenzuluftstrom  $\dot{V}_{zu}^A$  im Vergleich zu  $\dot{V}_{zu}^{A*}$  und  $\dot{V}_{zu}^{Ath}$  - Rechenergebnisse für idealisierte Fugenverteilung

Betriebszustand  $\dot{V}_{zu}^C \neq \dot{V}_{ab}^C$

Für  $\dot{V}_{zu}^C (>) \dot{V}_{ab}^C$  wird die Fugenlüftungsrate wegen der Massenstromerhaltung im Mittel verringert (erhöht). Da die Differenzen  $\Delta \dot{V}_{zu}^C = \dot{V}_{zu}^C - \dot{V}_{ab}^C$  im allgemeinen klein sind ( $< 10\% \dot{V}_{zu}^C$ ), reicht es der Massenstromerhaltung genüge zu tun, indem  $\Delta \dot{V}^C$  auf alle Öffnungen der Hülle des Wohnbereiches proportional zu jeweiligen Durchlaßkoeffizienten ( $a \cdot l$ ) umgelegt wird. Insgesamt ergeben sich dann mit (A2:6), (A2:10), (A2:12), (A2:16) und (A2:17) für den Wohnbereich des PEH die Gleichungen

$$\dot{V}_{zu}^{KD} = \max \left( a \sqrt{\frac{|\Delta T|}{T_{aL}}} - 0,5 \Delta \dot{V}^C ; 0,1 \dot{V}_{zu}^C \right) \quad (A2:18)$$

$$\dot{V}_{zu}^A = \max \left( b \cdot w - 0,06 \Delta \dot{V}^C ; c \sqrt{\frac{|\Delta T|}{T_{aL}}} - 0,12 \Delta \dot{V}^C ; 0 \right)$$

wobei für den Wohnbereich excl. Windfang  $a \approx 220 \text{ m}^3/\text{h}$ ,  $b \approx 10 \frac{\text{m}^3/\text{h}}{\text{m/s}}$ ,  
 $c \approx 55 \text{ m}^3/\text{h}$  und für den Wohnbereich incl. Windfang  $a \approx 310 \text{ m}^3/\text{h}$ ,  
 $b \approx 12 \frac{\text{m}^3/\text{h}}{\text{m/s}}$ ,  $c \approx 70 \text{ m}^3/\text{h}$  gilt.

#### A2.6. Zulufttemperatur des maschinellen Belüftungssystems

Falls die Werte für die Zulufttemperatur  $\theta_{zu}^{C'}$  an der zentralen Meßstelle im Keller (siehe Bild 3:3) nicht zur Verfügung stehen, kann  $\theta_{zu}^C$  aus der Raumluf-, Außen- und Porwandtemperatur unter Berücksichtigung der Gewinn- und Verlustmechanismen im Keller bestimmt werden.

Für die folgende Ableitung sei die Nomenklatur des vereinfachten Schalt-schemas Bild A2:2 zugrundegelegt. Für die 4 Kanalteile lassen sich nach

$$\eta = e^{U/\dot{C}} \quad \text{und} \quad (A2:19)$$

$$\varepsilon = 1 - \eta \quad (A2:20)$$

zu  $U_a^{12}$ ,  $U_a^{34}$ ,  $U_z^{12}$ ,  $U_z^{34}$  gehörige Koeffizienten  $\eta_a^{12}$ ,  $\eta_a^{34}$ ,  $\eta_z^{12}$ ,  $\eta_z^{34}$ , sowie  $\varepsilon_a^{12}$ ,  $\varepsilon_a^{34}$ ,  $\varepsilon_z^{12}$ ,  $\varepsilon_z^{34}$  definieren, falls der Kapazitätsstrom  $\dot{C} = \dot{V} \cdot 0,34 \text{ Wh/m}^3\text{K}$  in verschiedenen Kanalstücken bekannt ist. Sei  $\eta_e$  der Wirkungsgrad des Econoventen, so läßt sich  $\varepsilon_e$  analog zu (A2:20) definieren. Ferner werde gesetzt:

$$\Delta \theta_z^3 = \theta_z^3 - \theta_z^{3'} = \text{Temperaturerhöhung durch Zuluftventilator,} \quad (A2:21)$$

$$\Delta \theta_a^3 = \theta_a^3 - \theta_a^{3'} = \text{Temperaturerhöhung durch Abluftventilator,}$$

$$\Delta \theta_R = \frac{\dot{Q}^{TR} (1 - \eta_{TR})}{\dot{V}_{ab}^C} = \text{Temperaturerhöhung durch Abwärmeeinspeisung vom Wäschetrockner.}$$

Es gilt dann

$$\begin{aligned} \theta_a^1 &= \frac{\sum_i \dot{V}_{ab}^{ci} \theta_{Ri}}{V_{ab}^c} + \Delta\theta_R \approx \bar{\theta}_R + \Delta\theta_R & (A2:22) \\ \theta_a^2 &= \theta_a^1 \eta_a^{12} + \theta_K \epsilon_a^{12} \\ \theta_z^2 &= \theta_z^1 \eta_z^{12} + \theta_K \epsilon_z^{12} \\ \theta_z^3 &= \theta_z^2 \theta_a^2 \eta_e + \Delta\theta_z^3 \\ \theta_z^4 &= \theta_z^3 \eta_z^{34} + \theta_K \epsilon_z^{34} \end{aligned}$$

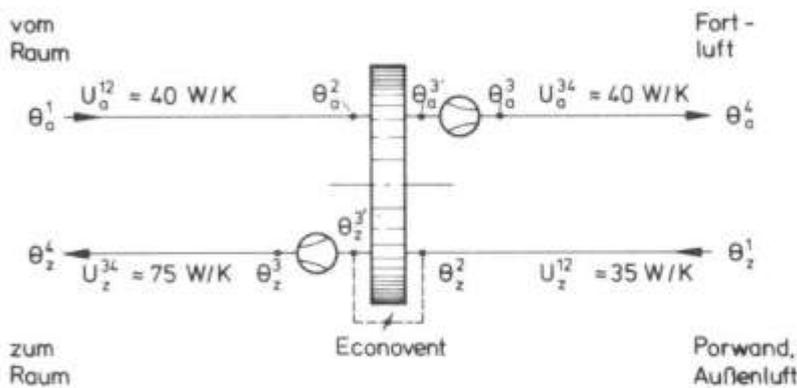


Bild A 2:2

Vereinfachtes Schaltschema Lüftungssystem

Daraus folgt  $\theta_z^4$  zu

$$\begin{aligned} \theta_z^4 &\approx \underbrace{\theta_z^1 \eta_z^{12} \epsilon_e \eta_z^{34}}_{a_1} + \underbrace{\theta_R \eta_a^{12} \eta_e \eta_z^{34}}_{a_2} & (A2:23) \\ &+ \theta_K \underbrace{(\eta_z^{34} (\epsilon_z^{12} \epsilon_e + \epsilon_a^{12} \eta_e) + \epsilon_z^{34})}_{a_3} + \underbrace{\Delta\theta_z^3 \eta_z^3}_{a_4} + \underbrace{\Delta\theta_R \eta_a^{12} \eta_e \eta_z^{34}}_{a_2} \end{aligned}$$

Die Koeffizienten  $a_1$ - $a_4$  und die Temperaturerhöhungen  $\Delta\theta_z^3$ ,  $\Delta\theta_a^3$ ,  $\Delta\theta_R$  sind in Tab. A2:1 für typische Betriebsbedingungen angegeben. Da für feste Betriebsweisen des maschinellen Belüftungssystems und des Wäschetrockners die letzten beiden Terme von (A2:23) einem festen 24-Stundenprofil folgen, während die ersten drei Terme variabel sind, kann eine Aufspaltung von (A2:23) zweckmäßig sein. In Abschnitt 3.4 und

kann eine Aufspaltung von (A2:23) zweckmäßig sein. In Abschnitt 3.4 und 3.5 wird daher  $\Delta\theta_{za4}^3 + \Delta\theta_{ra2}$  zum internen Lastenprofil addiert, so daß  $\theta_{zu}^c$  (fiktiv) durch  $a_1\theta_z^1 + a_2\theta_R + a_3\theta_K$  gegeben ist.

	$a_1$	$a_2$	$a_3$	$a_4$	$\Delta\theta_z^3$	$\Delta\theta_a^3$ (3)	$\Delta\theta_R$
$\dot{V}=300\text{m}^3/\text{h}$ , (1) $\eta_e=0,85$ (Winter)	0,05	0,27	0,68	0,47	0,8K	1,3K	8,5K
$\dot{V}=600\text{m}^3/\text{h}$ , (2) $\eta_e=0$ (Sommer)	0,58	0	0,42	0,69	0,5K	0,3K	4,3K

- (1) berücksichtigt Leckrate am Bypass des Econoventen (Bypass zu)
- (2) Bypass Econovent auf
- (3) dieser Wert ist mit der Temperaturerhöhung durch Motorabwärme des Econoventen beaufschlagt

Tab. A2:1 Koeffizienten für Zulufttemperatur

### A3. Wärmeabgabe im PEH

Um die internen Lasten des PEH zu bestimmen, muß die Wärmeabgabe der verschiedenen Wärmequellen im Haus ermittelt werden. Die Wärmeabgabe des Herdes an die Küche bei Betrieb des Abzugs wurde in früheren Experimenten /152/ bestimmt (siehe Tab. 3:5). Die Wärmeabgabe des Zuluftventilators an das PEH folgt aus A2.6. Zu untersuchen bleibt die Wärmeabgabe der Waschmaschine, des Geschirrspülers, des Wäschetrockners und des Warmwasserflusses bei Betrieb der Dusche. Die Wärmeabgabe der übrigen Quellen an das PEH-Erdgeschoß ist nahezu 100% der eingesetzten Energie.

Die Wärmeabgabe der Haushaltsgeräte wurde über die Messung der Oberflächentemperatur T nach

$$\frac{\dot{Q}}{A} = (\alpha_c + \alpha_s) \Delta T, \Delta T = T - T_R, T_R \approx 293 \text{ K} \quad (\text{A3:1})$$

für die meistverwendeten Standardprogramme bestimmt.

Der konvektive Wärmeübergangskoeffizient wurde nach /52/, S. 118-119 zu  $6 \sqrt[4]{\frac{\Delta T}{T_R h}}$  oder  $3 \sqrt[4]{\Delta T}$  oder  $\sqrt[4]{\Delta T}$  W/m<sup>2</sup>K je nach Wärmestromrichtung angenommen.  $\alpha_s$  wurde nach /52/ S. 123-124 bestimmt.

Die Integration von (A3:1) über Zeit und Oberfläche ergibt für die Waschmaschine (Bild A3:1) eine Wärmeabgabe von insgesamt 170 Wh (incl. 20 Wh Verluste über Boden und Konsole), was bei einem Enthalpieeinsatz von 3,2 kWh einen Abgabegrad  $\eta_j$  von ca. 5% entspricht. Für die Spülmaschine (Bild A3:2) ist zu berücksichtigen, daß die Seitenwände des Innenbehälters radiativ an die Seitenverkleidung gekoppelt sind. Ihre gesamte Wärmeabgabe beträgt 440 Wh. Berücksichtigt man für den eingebauten Zustand die radiative Ankopplung der Ober- und Rückseite des Innenbehälters an die Abdeckplatte bzw. Küchenwand, so reduziert sich die Wärmeabgabe auf ca. 330 Wh. Dies entspricht einem  $\eta_j$  von ca. 10% bezogen auf die eingesetzte Enthalpie. Die Wärmeabgabe des Wäschetrockners (excl. Abluft) ist, wie Messungen ergeben, annähernd konstant 160 W, was bei einer Leistungsaufnahme von ca. 1000 W einem  $\eta_j$  von etwa 15% entspricht.

Die Wärmeabgabe des Duschwassers an das Badezimmer wurde über die Messung der Temperaturdifferenz zwischen Zu- und Ablauf  $\Delta T$  nach

$$\dot{Q} = \dot{V}_{ZU} \Delta T * 1,16 \text{ Wh/K} \quad (\text{A3:2})$$

bestimmt, wobei  $\dot{V}_{ZU}$  die Zulauftrate ist. Für das Standardabgabeprofil 7<sup>00</sup> (12 min Warmwasser, 3 min Pause, 3 min Kaltwasser; siehe Bild A3:3) ergibt sich eine Wärmeabgabe von 335 Wh (515 Wh excl. Kaltwassernachlauf). Für das Standardprofil 19<sup>00</sup>/23<sup>00</sup> (6 min Warmwasser, 3 min Pause, 1,5 min Kaltwasser) ergibt sich analog 180 Wh (295 Wh excl. Kaltwassernachlauf). Bezogen auf eine Badezimmertemperatur von 22°C ist der Enthalpieeinsatz für das 7<sup>00</sup>-Profil 2450 Wh, für das 19<sup>00</sup> und 23<sup>00</sup>-Profil 1150 Wh, woraus ein  $\eta_j$  von ca. 15% (20-25% excl. Kaltwassernachlauf) folgt.

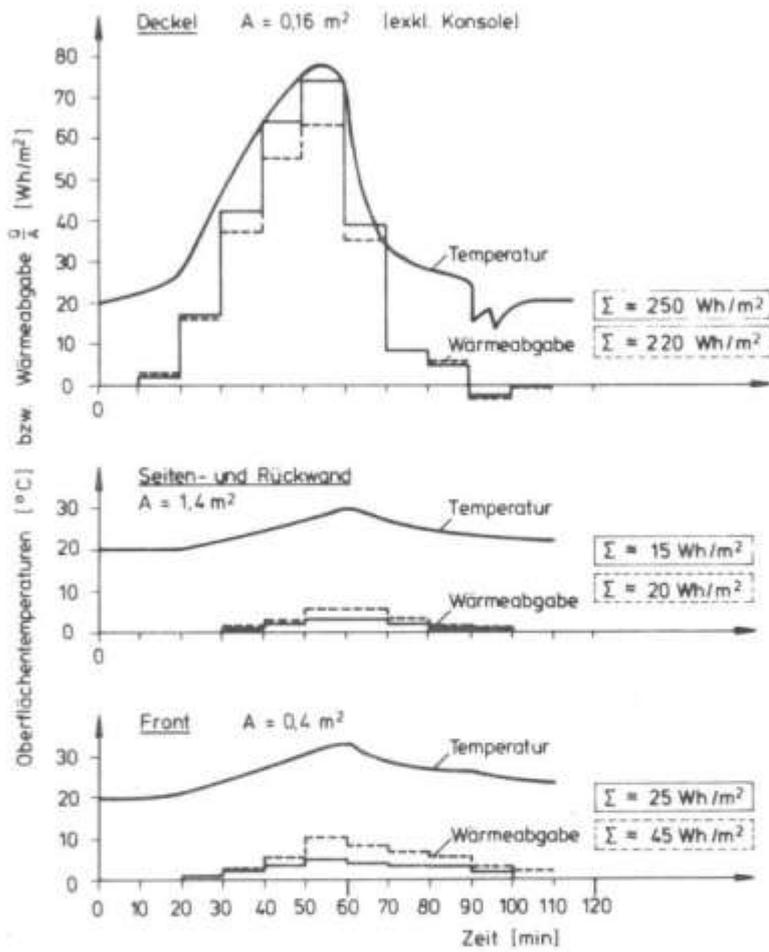


Bild A3.1 Waschmaschine, Kochprogramm, Oberflächentemperaturen und Wärmeabgabe (— konvektiv, ---- durch Strahlung)

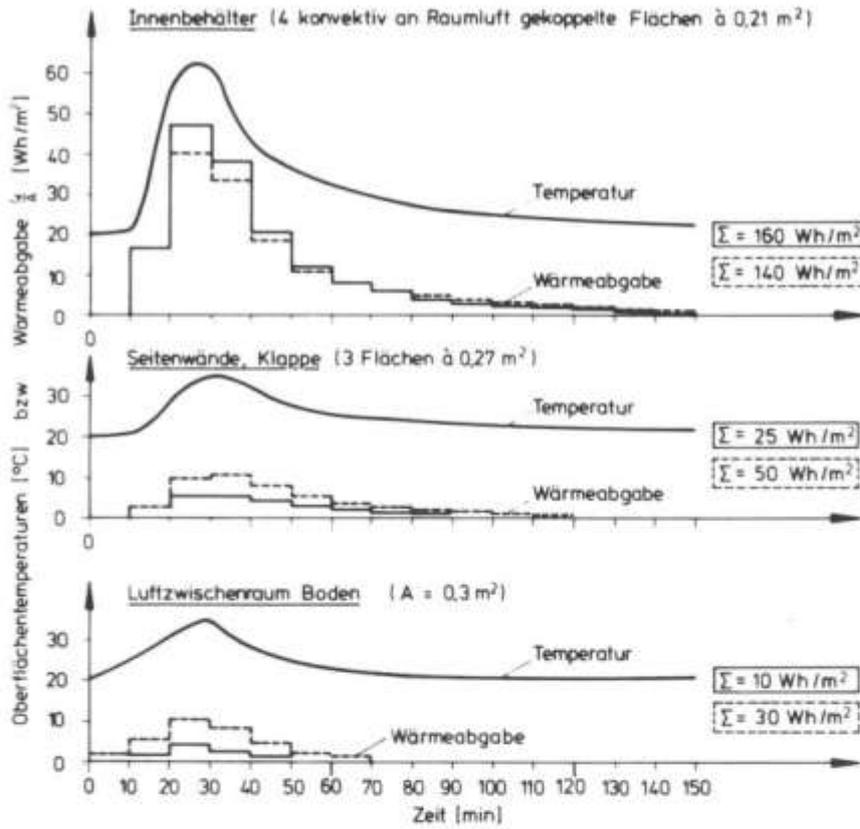


Bild A 3: 2 Spülmaschine, freistehend, 65 °C - Programm, Oberflächentemperatur und Wärmeabgabe (— konvektiv, ---- durch Strahlung)

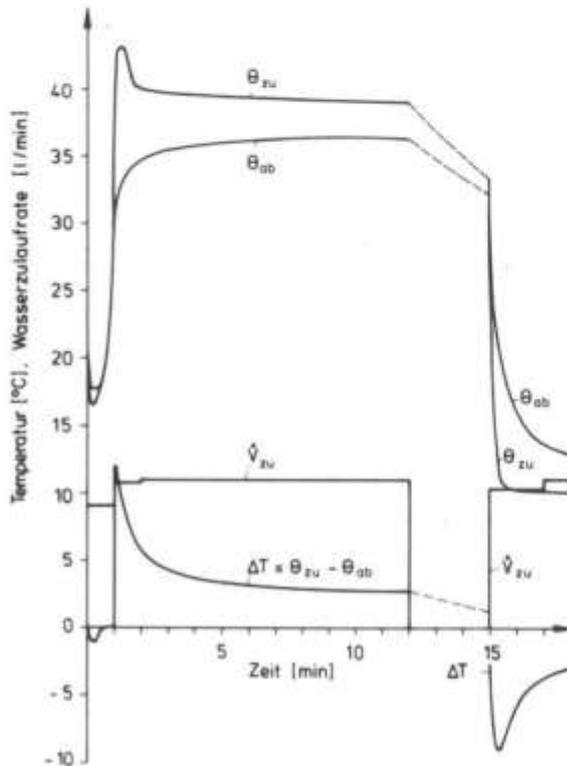


Bild A 3: 3 Temperaturverlauf und Wasserzulauf-rate, Dusche PEH

#### A4 Erzeugung künstlicher Wetterjahre zur Berechnung des Jahreswärmebedarfs

In diesem Abschnitt wird ein einfacher Algorithmus vorgestellt, der gestattet, stündliche Wetterdatensätze eines realen Jahres so anzupassen, daß der Jahreswärmebedarf eines Gebäudes im gleichen Klimagebiet für Wetterjahre mit abweichenden Mittelwerten abgeschätzt werden kann.

Dem Algorithmus liegt die Erkenntnis zugrunde, daß für den jeweiligen Jahreswärmebedarf weniger die Unterschiede im detaillierten Wetterverlauf als Unterschiede im Verlaufsmittel entscheidend sind. Es werden daher zu den Wetterelementen  $W$  monatliche Korrekturfaktoren  $f_{W_i}$  bzw. - Korrektursummanden  $\Delta_{W_i}$  definiert, die die Abweichungen der Mittelwerte  $W_i$  von den Monatsmittelwerten  $W_{i\text{real}}$  des realen Jahres beschreiben:

$$(a) \quad f_{W_i} = \frac{W_i}{W_{i\text{real}}} \quad (b) \quad \Delta_{W_i} = W_i - W_{i\text{real}} \quad (A4:1)$$

Mit Hilfe dieser Korrekturterme können nun "künstliche" Werte  $W_{ij}$  aus den realen Werten  $W_{ij\text{real}}$  für die Stunde  $j$  des Monats  $i$  nach

$$(a) \quad W_{ij} = f_{W_i} W_{ij\text{real}} \quad (b) \quad W_{ij} = W_{ij\text{real}} + \Delta_{W_i} \quad (A4:2)$$

definiert werden. Für die Wetterelemente  $G$ ,  $L_A$  und  $W$  wird wegen  $G \geq 0$ ,  $L_A \geq 0$ ,  $W \geq 0$ , der Algorithmusteil (a) angewandt, während  $\theta_{aL}$  nach (b) zu transformieren ist.

Zur Überprüfung des Algorithmus sind aus realen Wetterjahren Hamburg 74, 75, Trier 73 und Freiburg 73 "künstliche" Wetterjahre Hamburg 74', 75', Trier 73' und Freiburg 73' erzeugt worden, die in ihren Mitteln dem realen Wetterjahr Hamburg 1973 entsprechen. Der Jahreswärmebedarf der drei Gebäudetypen N, S, E (Kap. 4) für die künstlichen Wetterbedingungen ist mit dem Jahreswärmebedarf für das reale Jahr Hamburg 1973 verglichen worden (Tab. A4). Die Ergebnisse zeigen, daß der gewählte Algorithmus

die hier gestellten Anforderungen erfüllt. Hinsichtlich allgemeiner Probleme bei der Erstellung und Anwendung künstlicher Wetterjahre sei auf Jahn /193/ verwiesen.

		Jahreswärmebedarf (kWh)		
		N	S	E
	a Hamburg 73	46541	13012	4909
angepaßt auf Hamburg 73	b Hamburg 74'	45802 (44072)*	12752 (11103)	4764 (3798)
	c Hamburg 75'	46551 (38832)	12930 (10217)	4832 (3498)
	d Trier 73'	47027 (41187)	13273 (11201)	5085 (3991)
	e Freiburg 73'	47094 (36458)	13364 (9640)	5028 (3354)
	Mittelwert b-e	46618	13080	4927
	Abweichung zu a	+ 77	+ 67	+ 16
	mittl. quadr. Abw.	± 522	± 258	± 134

\* Einklamert: Wärmebedarfszahlen für Ausgangswetterjahr

Tab. A4 Jahreswärmebedarfszahlen in Gebäudetypen N, S und E für künstliche auf die Monatsmittelwerte von Hamburg 1973 angepaßte Wetterjahre im Vergleich zum Jahreswärmebedarf für Hamburg 1973

#### A5. Wandaufbauten der Gebäudetypen N, S und E

Für die Berechnung der dynamischen Wandkenngrößen (Zeitverschiebung, Dämpfungsfaktor) und für die Bestimmung der effektiven inneren Wärmekapazität der Gebäudetypen N, S und E muß der Aufbau von Dach, Außen- und Innenwänden sowie von der Kellerdecke spezifiziert werden. Die entsprechenden Angaben finden sich in Tab. A5:1 - A5:3. Die effektive Wärmekapazität der Innenwände von Typ S und E ist in Anlehnung an das PEH gleich 0,8 kWh/K ( $\sim 80 \text{ m}^2 \cdot 10 \text{ Wh/m}^2\text{K}$ ) gesetzt worden; Mobilar und Innenausstattung der drei Typen sind in Anlehnung an die Ergebnisse für das PEH mit 2 kWh/K berücksichtigt worden.

Bauteil	Zusammensetzung	d[m]	$\lambda$ [W/mK]	$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	c [Wh/kgK]
Dach	Gipsputz	,015	,700	1400	,175
	Stahlbeton	,150	2,000	2400	,270
	Zement	,030	2,000	2200	,300
	Glasvlies	,003	,170	1200	,250
	Bitumen	,003	,170	1200	,250
	Dämmstoff (PUR)	,030	,035	40	,333
	Glasvlies	,003	,170	1200	,250
	ECB-Dachbahn	,002	,170	1200	,250
	Kies	,040	,700	1800	,220
	Außenwände	Gipsputz	,015	,700	1400
Kalksandlochstein		,240	,700	1450	,250
Dämmputz		,020	,190	600	,250
Innenwände	Gipsputz	,015	,700	1400	,250
	Kalksandlochstein*	,115-240	,700	1450	,250
	Gipsputz	,015	,700	1400	,250
Kellerdecke	Teppich	,005	,120	320	,250
	Zement	,050	2,000	2200	,300
	Polystyrolplatte	,020	,040	40	,333
	Stahlbeton	,150	2,000	2400	,270

\* 48 m<sup>2</sup> mit d = 0,115 m; 34 m<sup>2</sup> mit d = 0,240 m

Tab. A5:1

Wandaufbauten Typ N

Bauteil	Zusammensetzung	d[m]	$\lambda$ [W/mK]	$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	c [Wh/kgK]
Dach	Spanplatte	,019	,130	600	,585
	Mineralwolle *	,180	,040	100	,219
	Holz	,180	,180	550	,650
	Spanplatte	,019	,130	600	,585
	PVC-Folie	,006	,170	1200	,280
	Schaumkunststoff	,025	,035	25	,333
	Dachfolie	,008	,170	1200	,250
	Kies	,040	,700	1800	,220
	Außenwände	Spanplatte	,018	,210	1000
Steinwolle **		,090	,040	100	,219
Holz		,150	,150	550	,650
Spanplatte		,010	,130	600	,582
Steinwolle		,050	,040	100	,219
Luftschicht *		,020	-	-	-
Asbestzementplatte*		,008	-	-	-
Kellerdecke	Teppich	,005	,120	320	,250
	Spanplatte	,016	,130	600	,582
	Dämmplatte	,040	,030	25	,333
	Blindbodenleiste **	,018	,150	550	,650
	Luftschicht	,018	,110	1	,280
	Stahlbeton	,150	2,00	2400	,300

\* Flächenanteil: 80% Mineralwolle, 20% Holz

\*\* Flächenanteil: 88% Mineralwolle, 12% Holz

\* wird über effektive Strahlungslufttemperatur berücksichtigt (vgl. /55/ und (3:18))

\*\* Flächenanteil: 50% Blindbodenleiste, 50% Luftschicht

Tab. A5:2

Wandaufbauten Typ S

Bauteil	Zusammensetzung	d[m]	$\lambda$ [W/mK]	$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	c [Wh/kgK]
Dach	Spanplatte	,019	,130	600	,585
	Mineralwolle *	,180	,040	100	,219
	Holz	,150	,150	550	,650
	Spanplatte	,019	,130	600	,585
	PVC-Folie	,006	,170	1200	,280
	Schaumkunststoff	,060	,035	25	,333
	Dachfolie	,008	,170	1200	,250
	Kies	,040	,700	1800	,220

\* Flächenanteile: 88% Mineralwolle, 12% Holz

Außenwände (80% Mineralwolle, 20% Holz), Innenwände und Kellerdecke analog PEH, Bild 3:5 - Bild 3:7

Tab. A5:3

Wandaufbauten Typ E



